

Каравайченко М. Г.

ПРОЧНОСТЬ И ЖИВУЧЕСТЬ РЕЗЕРВУАРОВ



М. Г. Каравайченко

**ПРОЧНОСТЬ И ЖИВУЧЕСТЬ
РЕЗЕРВУАРОВ**

Монография

Санкт-Петербург
Наукоемкие технологии
2023

УДК 624.953

ББК 38.5

К21

Рецензенты:

Анатолий Евгеньевич Сощенко, д. т. н., профессор, консультант управления инновационного и научно-технического развития ПАО «АК «Транснефть».

Александр Алексеевич Тарасенко, д. т. н., профессор, профессор кафедры «Транспорт углеводородных ресурсов» ФГБОУ ВО «Тюменский индустриальный университет», академик РАЕ, почетный нефтяник, почетный работник ВПО РФ, генеральный директор ООО НПП «Симплекс».

Ханух Михайлович Ханухов, д. т. н., член-корр. АИН РФ, генеральный директор «НПК Изотермик».

Каравайченко, М. Г. Прочность и живучесть резервуаров. Монография. – Санкт-Петербург: Наукоемкие технологии, 2023. – 524 с.

ISBN 978-5-907618-34-3

Монография содержит сведения о результатах исследования прочности и живучести резервуарных конструкций в расчетных и за расчетными сроками эксплуатации, при воздействии расчетных и за расчетными нагрузками, при наличии в конструкциях дефектов и повреждений.

Книга предназначена для специалистов в области резервуаростроения, инженеров-практиков, а также для аспирантов и студентов, занимающихся исследованием вопросов безопасности при проектировании, строительстве и эксплуатации резервуаров для хранения нефти и сжиженных газов.

The monograph contains information about the results of the study of the survivability of tank structures in the design and beyond the design life, under the influence of design and design loads, in the presence of defects and damages in the structures.

The book is intended for specialists in the field of tank construction, practical engineers, as well as for graduate students and students involved in the study of safety issues in the design, construction and operation of oil and liquefied gases storage tanks.

ISBN 978-5-907618-34-3

© ЗАО «Нефтемонтаждиагностика», 2023

ПОСВЯЩАЕТСЯ

**60-ЛЕТИЮ КАФЕДРЫ СТ
УФИМСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
НЕФТЯНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА**

**И 30-ЛЕТИЮ ПРЕДПРИЯТИЯ
ЗАО «НЕФТЕМОНТАЖДИАГНОСТИКА»**

Благодарности

Особую благодарность выражаю члену-корреспонденту РАН Н. А. Махутову, д. т. н., профессору А. Е. Сощенко, к. т. н. Ф. Е. Дорошенко за ценные рекомендации при обсуждении рукописи.

Автор

Оглавление

ВВЕДЕНИЕ	8
Глава 1 Состояние вопроса.....	10
1.1 Резервуар с сетчатой купольной крышей и понтоном	10
1.2 Современное состояние резервуаров для хранения нефти.....	14
1.2.1 Характерные дефекты и повреждения в резервуарах	16
1.2.2 Анализ причин отказов резервуаров.....	31
1.2.3 Исследования работоспособности и безопасности резервуаров	37
1.3 Живучесть строительных конструкций	41
1.4 Моделирование строительных конструкций.....	51
1.4.1 Основы теории моделирования, подобия и размерностей	52
1.4.2 Моделирование резервуарных конструкций	58
Глава 2 Классификация повреждений и критерии живучести резервуара	60
2.1 Классификация повреждений резервуара.....	60
2.2 Критерии живучести резервуара	66
Глава 3 Живучесть корпуса резервуара	85
3.1 Прогнозирование живучести резервуара по критерию статической прочности	85
3.1.1 Модель живучести стенки резервуара с учетом повреждений...	86
3.1.2 Исследование концентраторов напряжений на основе инфракрасной спектроскопии	93
3.1.3 Прогнозирование живучести резервуара по критерию коррозионного износа	99
3.2 Прогнозирование живучести резервуара по критерию усталости....	102
3.2.1 Гидродинамические нагрузки на корпус резервуара.....	102
3.2.2 Деформационное старение стали при малоциклической нагрузке	105
3.2.3 Деградация свойств резервуарных сталей во времени	125
3.2.4 Модель живучести резервуара по малоциклической прочности ...	139
3.3 Прогнозирование живучести резервуара по критерию трещиностойкости.....	143
3.4 Влияние геометрических несовершенств на живучесть резервуара .	150
3.5 Физическая нелинейность в стенке резервуара	158
3.6 Моделирование ребристо-кольцевой купольной крыши резервуара с учетом физической нелинейности металла	170
3.7 Численное моделирование двустенного резервуара	182

Глава 4 Теоретические основы сетчатых купольных крыш	192
4.1 Конструкция сетчатой купольной крыши резервуара	192
4.2 Методы построения купольной крыши	202
4.3 Аналитический метод расчета купольной крыши на прочность и устойчивость.....	206
Глава 5 Сетчатая купольная крыша резервуара.....	217
5.1 Численное моделирование сетчатой купольной крыши.....	217
5.1.1 Методы построения сетчатой купольной крыши резервуара...	217
5.1.2 Численная модель купола в ПК SCAD Office	231
5.1.3 Нагрузка численной модели.....	235
5.1.4 Расчет НДС купольной крыши.....	237
5.1.5 Устойчивость сетчатой купольной крыши резервуара	260
5.1.6 Алгоритм моделирования купольной крыши резервуара в SCAD.....	261
5.1.7 Численное моделирование купольной крыши РВСПА-75000..	266
5.2 Экспериментальное исследование НДС купольной крыши.....	285
5.2.1 Натурное испытание сетчатой купольной крыши	286
5.2.2 Результаты испытаний	290
5.2.3 Обсуждение результатов натурного эксперимента	291
Глава 6 Двусетчатая купольная крыша резервуара	294
6.1 Численное моделирование двусетчатой купольной крыши	295
6.1.1 Методика построения двусетчатой купольной крыши	295
6.1.2 Численное моделирование двусетчатой купольной крыши	302
6.1.3 Расчет НДС двусетчатой купольной крыши	305
6.1.4 Устойчивость двусетчатой купольной крыши резервуара	319
6.2 Экспериментальное исследование НДС двусетчатой крыши	320
6.2.1 План эксперимента.....	323
6.2.2 Описание физического эксперимента	328
6.2.3 Обсуждение результатов эксперимента.....	333
Глава 7 Понтоны для вертикальных стальных резервуаров.....	334
7.1 Конструкции понтона	334
7.2 Расчет алюминиевого блочного полноконтактного понтона	347
7.3 Монтаж полноконтактного понтона	356
Глава 8 Живучесть купольной крыши и понтона из алюминиевых сплавов в условиях пожара	365
8.1 Актуальность темы	365
8.2 Анализ норм пожарной безопасности стальных резервуаров.....	367
8.2.1 Требования к устройству и эксплуатации РВСП	367
8.2.2 Особенности пожаровзрывоопасности резервуара с понтом.....	380

8.3 Исследование аэрации резервуара с понтоном	390
8.3.1 Актуальность и изученность проблемы	390
8.3.2 Математическая модель процесса аэрации резервуара с понтоном	393
8.3.3 Результаты исследования и их обсуждение.....	397
8.4 Исследование живучести резервуара с алюминиевыми конструкциями в условиях пожара	400
8.4.1 Моделирование резервуара	401
8.4.2 Расчет температурного поля газов.....	402
8.4.3 Расчет температуры металла крыши резервуара при пожаре...	407
8.4.4 Исследование предела огнестойкости алюминиевых конструкций	411
Глава 9 Живучесть алюминиевых конструкций в нефтяных средах	413
9.1 Опыт применения алюминиевых сплавов в резервуаростроении	413
9.2 Испытание алюминиевых сплавов в водных средах	419
9.3 Испытания алюминиевых сплавов на промыслах	426
Глава 10 Численное моделирование стальных двустенных шаровых резервуаров	442
10.1 Теоретические основы шаровых резервуаров.....	444
10.1.1 Анализ современного состояния теории многослойных оболочек.....	444
10.1.2 Анализ конструктивных систем ферменных заполнителей....	451
10.1.3 Обзор конструкций трехслойных сферических оболочек.....	455
10.2 Построение трехслойного шарового резервуара	457
10.2.1 Разработка конструкции двустенного шарового резервуара ..	457
10.2.2 Методика построения двустенного шарового резервуара ..	460
10.3 Сбор нагрузок и воздействий.....	469
10.3.1 Собственный вес трехслойного шарового резервуара	469
10.3.2 Снеговая нагрузка.....	470
10.3.3 Ветровая нагрузка.....	471
10.3.4 Температурные воздействия.....	474
10.3.5 Гидростатическое давление жидкости	476
10.3.6 Расчетные сочетания нагрузок	477
10.4 Моделирование двустенного шарового резервуара в SCAD.....	478
10.4.1 Расчет перемещений, главных и эквивалентных напряжений	478
10.4.2 Расчет элементов ферменного заполнителя	484
10.4.3 Расчет главных и эквивалентных напряжений в оболочках ..	485
10.4.4 Расчет опорной стойки сферического резервуара.....	487

10.5 Исследование жесткости двустенного шарового резервуара.....	495
10.5.1 Анализ сходимости результатов расчета шарового резервуара.....	495
10.5.2 Исследование перемещений и напряжений в стенках резервуара.....	497
10.5.3 Анализ металлоемкости трехслойного шарового резервуара	500
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	502
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ.....	503

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время интенсивно развиваются технические системы, тенденция в развитии направлена к глобализации (высота жилых зданий более 100 м, самолеты вмещают до 800 пассажиров, грузоподъемность нефтеналивных танкеров достигла 480 тыс. тонн). В магистральном трубопроводном транспорте нефти и газа максимальный диаметр трубопроводов достиг 1420 мм, а рабочее давление до 10 МПа, увеличилась единичная вместимость резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов до 100 тыс. м³, хранение и транспорт газа производят в сжиженном состоянии при отрицательных температурах (температура сжижения аргона – 185,9 °С) в резервуарах вместимостью более 100 тыс. м³. По мере развития таких систем возрастает их чувствительность к дефектам и повреждениям, разного рода внешним воздействиям.

По данным Ростехнадзора, за последние 4 года (2017–2021 гг.) на объектах нефтегазовой отрасли произошло 260 аварий, среди которых:

- 27 пожаров;
- 39 выбросов горючих веществ;
- 36 разрушений сооружений;
- 75 повреждений и (или) разрушений технических устройств;
- около 35 неконтролируемых взрывов.

Только за 2021 год экономический ущерб составил более 2,6 миллиарда рублей, пострадали 57, в том числе с летальным исходом 8 человек.

Кроме того, в настоящее время в эксплуатации объектов транспорта нефти и газа находятся системы, отработавшие расчетный срок эксплуатации. Так, например, в России у более 50 % вертикальных стальных резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов превышает расчетный срок эксплуатации, сверхнормативная эксплуатация которых поддерживается за счет технической диагностики и ремонта. Вызывает научный и практический интерес вопрос о живучести таких систем.

Неотъемлемым требованием к техническим системам является безопасность, которая характеризуется надежностью и живучестью. В России

надежность строительных конструкций регламентируется ГОСТ 27751-2014. Под термином «**надежность** строительного объекта» понимают: способность строительного объекта выполнять требуемые функции в течение расчетного срока эксплуатации при расчетных нагрузках.

Термин «живучесть» был введен академиком А. Н. Крыловым применительно к военному кораблю, получившему в бою повреждение. В настоящее время этот термин получил более широкое применение. **Под живучестью сложной системы будем понимать способность системы выполнять требуемые функции при наличии дефектов и повреждений, при проектных и за проектными нагрузками, в течение расчетного и за расчетным сроком эксплуатации.**

Термин «**повреждения**» будем понимать в широком значении этого слова: отклонения системы от проекта, конструктивная, геометрическая и физическая нелинейности в конструкции, деградация свойств материала во времени, коррозионные повреждения и т. п.

В настоящее время наука о живучести технических систем находится в стадии становления и оформления в самостоятельную науку, еще нет общепринятых терминов и нормативных документов. Однако требования о безопасной эксплуатации проектируемого объекта существуют. Таким образом, инженеры-проектировщики априори вынуждены работать вне правового поля. Такое неудовлетворительное состояние вопроса определило актуальность данного исследования.

Глава 1 Состояние вопроса

Современные конструкции вертикальных стальных цилиндрических резервуаров представляют собой тонкостенные сварные оболочки, собираемые на месте монтажа из предварительно деформированных листов, содержат сетчатую купольную геодезическую крышу и понтон из алюминиевых сплавов. Резервуары для хранения углеводородного сырья должны быть безопасными для человека и окружающей среды [176].

1.1 Резервуар с сетчатой купольной крышей и понтоном

Вертикальный стальной цилиндрический резервуар с купольной крышей и понтоном из алюминиевых сплавов (рисунок 1.1) предназначен для хранения нефти и нефтепродуктов.

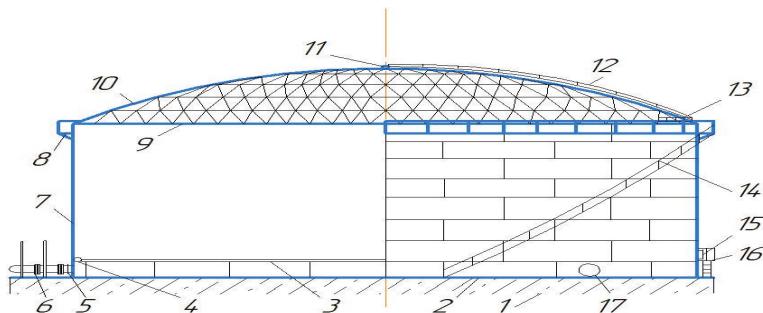


Рисунок 1.1 – Резервуар с купольной крышей и понтоном

из алюминиевых сплавов:

- 1 – основание, 2 – днище, 3 – понтон, 4 – уплотняющий затвор,
- 5 – приемо-раздаточное устройство (ПРУ), 6 – система компенсации нагрузок (СКНР), 7 – стенка резервуара, 8 – ветровое кольцо, 9 – опорное кольцо,
- 10 – купольная крыша, 11 – вентиляционный патрубок, 12, 14, 16 – лестницы,
- 13 – технологическая площадка, 15, 17 – люк-лаз

Элементы конструкции резервуара изготавливают на специализированных заводах металлических конструкций, сертифицированных заказчиком. Центральную часть днища резервуара поставляют на монтажную площадку в виде плоских листов размером 8000*2250*δ мм с разделкой кромок и приваренными подкладными листами. Размеры окраек днища зависят от радиуса резервуара. Листы стенки резервуара обрезают в размер на установке плазменной резки с ЧПУ, затем фрезеруют кромки, обеспечивая необходимую разделку кромок под сварку, после чего листы деформируют под радиус резервуара на четырехвалковой машине. Для доставки листов на монтажную площадку их укладывают в кассеты с радиусом поверхности, равной радиусу резервуара. Элементы купольной крыши и понтона изготавливают на заводе со 100%-й готовностью, укладывают в кассеты и отгружают на монтажную площадку. Элементы ветрового кольца, лестниц, люки и систему компенсации нагрузок для резервуара (СКНР) отгружают на сборочную площадку в виде монтажных блоков.

Рекомендуемые размеры вертикальных стальных резервуаров представлены в таблице 1.1.

Таблица 1.1 – Рекомендуемые размеры РВС

Номинальный объем V, м ³	Тип резервуара			
	РВС, РВСП, РВС ПА		РВСПК	
	Внутренний диаметр D, м	Высота стенки H, м	Внутренний диаметр D, м	Высота стенки H, м
100	4,73	6,0		
200	6,63			
300	7,58	7,5	-	-
400	8,53			
700		9,0		
1000	10,43		12,33	9,0
2000	15,18		15,18	
3000	18,98		18,98	
5000	22,8 20,92	12,0 15,0	22,8	
10 000	28,5 34,2	18,0 12,0	28,5 34,2	18,0 12,0
20 000	39,9 47,4	18,0 12,0	39,9	18,0

Номинальный объем V, м ³	Тип резервуара			
	РВС, РВСП, РВС ПА		РВСПК	
	Внутренний диаметр D, м	Высота стенки H, м	Внутренний диаметр D, м	Высота стенки H, м
30 000	45,6	18,0	45,6	18,0
40 000	56,9		56,9	18,0
50 000	60,7		60,7	18,0
75 000	72,0	20,0	72,0	20,0
100 000	95,4	18,0	95,4	18,0

Таблица 1.2 – Технико-экономическое сравнение крыши РВС

Параметры	РВС-20000		РВС-50000	
	Стальная	Алюминиевая	Стальная	Алюминиевая
	КАР	КАР		
Диаметр, м	45,6		60,7	
Площадь перекрываемой поверхности, м ²	1633		2894	
Вес крыши, тн	173,5	26,0	319,1	115
Удельный вес, кг / м ²	106,3	15,9	110,3	39,7
Вес опорного кольца, тн	1,4		14 672	
Вес ветрового кольца, тн	2,9		51 914	
Стоимость изготовления м/к крыши, тыс. руб.	20 820	25 527	38 292	67 338
Стоимость монтажа крыши, тыс. руб. без НДС	7 808	15 027	15 955	24 306
Стоимость антакоррозионного покрытия, тыс. руб. без НДС	22 963	-	40 475	-
Наружная поверхность-5730 р/м ²	1670 м ²		3037 м ²	
Внутренняя поверхность-7180 р/м ²	2505 м ²		4341 м ²	
Итого стоимость, тыс. руб. без НДС	51 590	40 554	94 722	91 644
Коэффициент стоимости	1	0,79	1	0,97

Проведем технико-экономическое сравнение купольных крыши РВС-20000 и РВС-50000, выполненных из стали и алюминиевых сплавов. Из таблицы 1.2 видно, что при равной несущей способности купольные крыши из алюминиевых сплавов имеют значительно меньший вес, а стоимость изготовления и монтажа алюминиевых крыши выше по сравнению со стальными. Однако для стальных

крыш требуется обязательная антикоррозионная защита, что существенно увеличивает стоимость конструкции.

Конструкцию вертикального стального резервуара можно представить, как совокупность пластин и оболочек. Оболочки, у которых отношение радиуса к толщине стенки $R / \delta \geq 20$ называют тонкостенными. Вертикальные цилиндрические резервуары следует относить к тонкостенным оболочкам, так как отношение радиуса резервуара к толщине стенки $R / \delta \geq 1000$. При аналитическом линейном методе расчета стенки вертикального цилиндрического резервуара (РВС) на прочность и устойчивость предполагают идеальную цилиндрическую оболочку, и расчет производят в линейной постановке задачи. На основании такого предположения созданы стандарты [46, 155, 162] и др. В стандарте [197] расчет резервуара производят по предельному состоянию. В связи с широким внедрением вычислительной техники в последние годы опубликован ряд работ по расчету резервуаров численными методами, в частности методом конечных элементов (МКЭ) [97, 169] и др. Верификацию результатов расчета производят путем сравнения результатов численного и аналитического методов расчета.

Линейная теория тонких оболочек создана в начале XX века, расчет оболочек основан на предположении малых деформаций, т. е. перемещения не должны превышать толщины стенки [73, 94, 100]. Обследования резервуаров показали, что реальные перемещения значительно превосходят размеры толщин элементов [32, 152]. Для обеспечения прочности и устойчивости оболочки часто используют шпангоуты (ребра жесткости). Кроме того, в корпусе резервуара имеют место врезки для соединения с технологическими трубопроводами, люки-лазы.

Исследователи прочности оболочек еще в начале прошлого века заметили, что в ряде опытов критические давления в оболочке оказались меньше расчетных в 2–3 раза. Столь большое отличие экспериментальных и теоретических результатов заставило ученых многих стран заняться исследованием причин этого несоответствия. Х. М. Муштари в 1934–1957 гг.

заложил основы нелинейной теории оболочек [33, 126]. В настоящее время нелинейная теория оболочек находится в стадии развития, решены ряд частных задач. Так, Д. Р. Абашев [1] в рамках развития модели упругопластического деформирования оболочки учитывает накопление повреждений в металле. Ю. В. Клочков с соавторами в работе [94] в расчете оболочки учитывают геометрическую нелинейность. А. И. Голованов [37] применяет трехмерные конечные элементы при анализе деформации оболочки. Т. Р. Ищенко в работе [73] исследовал НДС оболочки с учетом поперечного сдвига. В. Н. Паймушин [126] рассмотрел теоремы и соотношения в теории тонких оболочек. Обобщены результаты исследований в монографиях [2, 22, 33, 123] и др. В работах [97, 168, 169] предложена методика расчета вертикальных стальных резервуаров (РВС) в нелинейной постановке задачи, однако авторы рассматривают только геометрическую нелинейность стенки резервуара. Кроме того, требование рационального проектирования резервуаров подразумевает снижение коэффициентов запаса прочности максимально возможным использованием ресурса материалов, что подразумевает учет упругопластической стадии деформирования. Таким образом, анализ современного состояния нелинейной теории тонкостенных оболочек показал, что исследователи не учитывают физическую нелинейность в оболочках, повреждения в конструкциях, образовавшиеся на стадии изготовления и эксплуатации оболочек. Поэтому настоящую работу мы считаем актуальной.

1.2 Современное состояние резервуаров для хранения нефти

В настоящее время основным научным направлением в области резервуаростроения является: совершенствование конструкций, дальнейшее расширение номенклатуры резервуарных емкостей, обеспечение надежности и живучести конструкций, экономии металла и затрат при строительстве. Известно, что при увеличении единичной емкости резервуара снижаются затраты на 1 м^3 хранимого продукта [77]. Однако рост единичной вместимости приводит к снижению пространственной жесткости и надежности вертикальных

стальных резервуаров (РВС). В основном это связано с тем, что конструкции крупных резервуаров имеют значительные габаритные размеры при малой толщине стенки ($\delta / R < 1000$).

В настоящее время в России и странах СНГ в эксплуатации находится более 40 тысяч вертикальных и горизонтальных цилиндрических резервуаров емкостью от 100 до 100 000 м³ для хранения агрессивных химических веществ, нефтепродуктов и других жидкостей, более 2000 шаровых резервуаров емкостью от 600 до 2000 м³ для хранения сжатых и сжиженных газов под давлением при температуре окружающей среды, более 60 изотермических резервуаров емкостью от 5000 до 30 000 м³ для хранения сжиженных газов при пониженных температурах [17]. По мнению авторов, более 70 % оборудования, которое в настоящее время находится в эксплуатации в России, выработало свой ресурс и имеет срок эксплуатации 30–35 и более лет.

Резервуарные парки России можно отнести к «стареющим». Так, при нормативном сроке эксплуатации 20 лет значительная часть вертикальных стальных резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов отработали расчетный срок эксплуатации и после обследования и ремонта находятся в эксплуатации.

Для примера рассмотрим возраст резервуарного парка ПАО «Транснефть», объем резервуарного парка – 24 миллиона м³, всего резервуаров – 1473 шт. В данном резервуарном парке количество вертикальных стальных резервуаров со сроком эксплуатации более: 10 лет – 210 шт., 15 лет – 211 шт., 20 лет – 130 шт., 25 лет – 67 шт., 30 лет – 29 шт., 35 лет – 49 шт., 40 лет – 113 шт., 45 лет – 85 шт., 50 лет – 208 шт. Как видно из приведенных данных 46,2 % резервуаров эксплуатируются за расчетными сроками эксплуатации.

Столь солидный срок эксплуатации, безусловно, повлиял на развитие дефектов, как возникших при строительстве, так и полученных при эксплуатации резервуаров. Каждый из таких резервуаров представляет собой объект повышенной опасности для персонала предприятия, населения, соседних объектов и окружающей среды.

1.2.1 Характерные дефекты и повреждения в резервуарах

В качестве базы использовались результаты технических обследований РВС, такими организациями как: ООО «Техэкспертиза», ООО НИПИ «ТЭНГ», ООО «ЭнергоЭксперт» в период с 2004 по 2020 год. Для обнаружения дефектов сварных соединений использованы визуальный и измерительный контроль, радиографический и ультразвуковой метод неразрушающего контроля [49]. В обследовании участвовало 28 резервуаров разных объемов от 2000 м³ до 10 000 м³, находящихся в эксплуатации в системе ПАО «Транснефть», географически расположенных в Поволжье. Результаты приведены на рисунке 1.2.

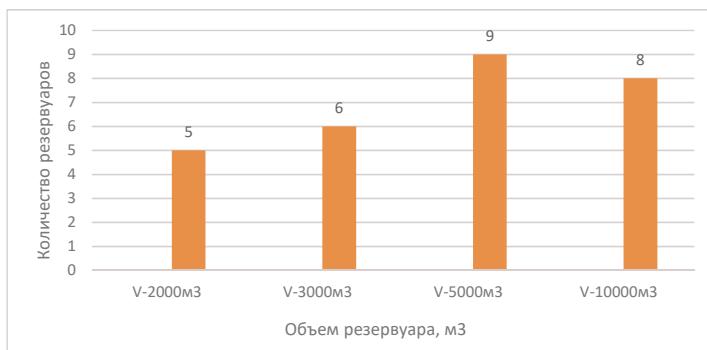


Рисунок 1.2 – Обследованные РВС в Поволжье

Итоги рассмотрения отказов резервуаров свидетельствуют о том, что преобладающее большинство отказов встречаются из-за дефектов, полученных во время сварки, и дефектов коррозии металлоконструкций [111, 153].

В трудах [17, 42, 59, 70] описываются причины, по которым возникли аварии на опасных производственных объектах.

Причинами отказа на РВС являются:

- нарушение технологии перекачки продукта;
- несвоевременное проведение технического диагностирования;
- использование материалов, которые не соответствуют требованиям НТД.

Наиболее ненадежными элементами РВС являются:

- примыкание стенки и днища (угорное соединение);
- врезки люков, приемораздаточные патрубки и другие элементы;
- вертикальные сварные соединения;
- перекрестья вертикальных и горизонтальных сварных соединений.

К повреждениям, которые могут привести к развитию трещины: риски, расслоения, забоины, задиры, т. е. дефекты, которые представляют собой вытянутую канавку глубиной от 0,8 до 3,0 мм с концентратором напряжения у основания.

Таким же образом, для того чтобы снизить количество аварий, необходима организованная система технического диагностирования, которая создаст условия для поиска повреждений заводского и монтажного типа еще до момента введения и при эксплуатации резервуара.

Согласно нормативно-технической документации [47, 48, 138, 139] выявленные в результате экспертизы промышленной безопасности нарушения, обнаруженные в конструкциях резервуара, разделяют по следующим критериям:

- обнаружены предельные дефекты – эксплуатация запрещена;
- обнаружены дефекты – для дальнейшей эксплуатации нужно произвести расчет срока безопасной эксплуатации;
- обнаруженные дефекты, подлежащие устраниению (после того, как устраният дефекты 1-й и 2-й группы).

Примеры недопустимых дефектов в резервуарах приведены на рисунке 1.3.

При обнаружении этих дефектов дальнейшая эксплуатация резервуара возможна только после проведения экспертизы. Ремонт на эксплуатируемом резервуаре запрещен.

Современное понимание термина «ресурс» связано с понятием индивидуального остаточного ресурса, который применяется по отношению к резервуарам [114, 121]. Индивидуальный остаточный ресурс представляет собой временной промежуток, в течение которого резервуар может полноценно

функционировать вплоть до критического значения. Данный подход применяется для прогнозирования и предотвращения возможных сбоев в работе систем. Следовательно, задачей становится планирование работ по обследованию состояния РВС и, в случае необходимости, его ремонту.

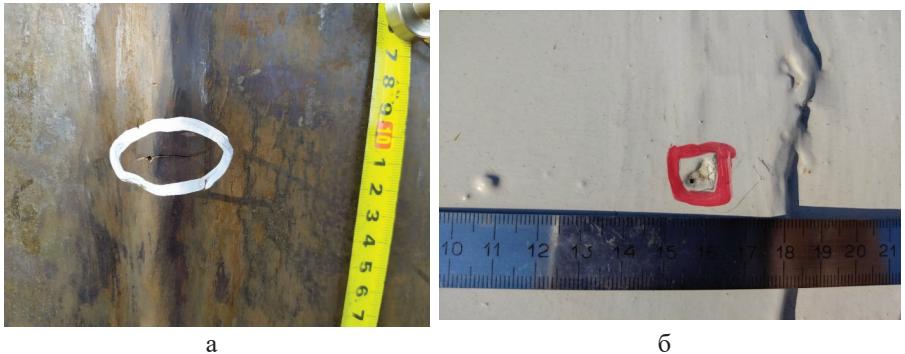


Рисунок 1.3 – Примеры недопустимых дефектов в резервуарах:

а – трещина в сварном шве; б – свищ в сварном шве

Расчет показателей критического состояния конструкции и ее составляющих должен осуществляться по определенным формулам. Для этого применяются рекомендации [46, 137, 154]. Для оценки прочности стенки вертикального цилиндрического стального резервуара применяют формулу:

$$R_P = [\rho g (h - x) + 1,2 P_u] r / \delta \leq P_{yn} \gamma_c \gamma_t / (\gamma_m \gamma_n), \quad (1.1)$$

где γ_c , γ_t , γ_m , γ_n – коэффициенты надежности по условиям работы, температуры, материалу, назначению;

ρ – плотность продукта, т/м³;

g – ускорение свободного падения, $g = 9,8$ м/с²;

h – расчетный уровень налива нефтепродукта (воды), м;

x – расстояние от днища до нижней кромки i -го пояса, м;

P_u – нормативное избыточное давление в газовом пространстве, МПа;

δ – минимальная толщина пояса стенки резервуара, м;

P_{yn} – нормативное сопротивление материала, МПа.

При установлении обозначенных коэффициентов безопасной эксплуатации объекта должны учитывать конструкционные характеристики резервуаров.

Мнения специалистов относительно возможностей использования на практике данного уравнения [72] сводятся к следующей точке зрения: методика расчетов допустима для проведения анализа размеров составляющих элементов резервуара. Недостатками уравнения (1.1) становится отсутствие возможностей учета следующих показателей:

- временного фактора;

- влияния дефектов технологического, монтажного или эксплуатационного характера, степень и виды возникающих вследствие их наступления разрушений;

- циклической загруженности объекта.

Следовательно, данная методика показывает результаты производительности ниже фактических при ее использовании для прогнозирования сроков службы РВС. Полученные в результате вычислений и анализа конструкции резервуара данные не дают возможности сделать однозначные выводы о мерах использования объекта с выявленными дефектами.

Напряженно-деформированное состояние (НДС) резервуара оценивается по двум основным группам: устойчивость и прочность. Стенка РВС – это тонкая оболочка. Для многих оболочек отношение толщины стенки к диаметру оболочки может достигать до 1:1000. При рабочих напряжениях происходит деформация РВС и изменение НДС. Установлено, что наибольшие растягивающие действия происходят в кольцевом направлении и обуславливаются гидростатической нагрузкой.

Вес оборудования, кровли, ветровой и снеговой нагрузок создает условия для формирования НДС резервуара. Таким же образом, для большинства резервуаров осевые усилия рассматриваются как сжимающие, которые примерно в 50 раз по размеру уступают кольцевым, поэтому при расчетах прочности оболочки осевые усилия не принимают во внимание.

Вторая категория определения НДС резервуара отражает повреждения резервуара и устанавливает уровень стабильности – вероятность конструкции сохранять работоспособность при воздействии сжимающих напряжений. Характеристики устойчивости резервуара не менее значимы, чем прочностные показатели. После потери устойчивости стенки (рисунок 1.4) или кровли резервуар должен выводиться из эксплуатации для диагностики.

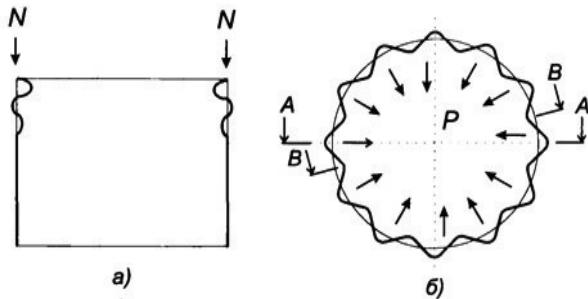


Рисунок 1.4 – Потеря устойчивости стенки РВС-50000 [143]:

а – при осевом сжатии силой N ; б – при вакууме внутри

Днища резервуара при правильном функционировании основания характеризуются наименьшими усилиями. Но и здесь исключение составляет окрайка днища, на которой возникают деформации из-за веса конструкций резервуара и остаточных сварочных напряжений. Вследствие чего окрайку выполняют из более толстого листа, чем центральную часть днища. В России со сложными почвенными условиями редко удается получить правильную форму основания под днищем резервуара, что вызывает деформацию днища в зависимости от формы основания. Избежать этого можно только на свайных плитах и фундаментах, когда несущие компоненты сооружения устанавливают по всему периметру днища резервуара, сдерживая деформацию стальных конструкций. Невзирая на особенные почвенные условия в России, наиболее популярными являются железобетонные кольца для фундамента.

Анализ дефектов в сварных соединениях резервуаров. Развитие современных технологий диагностики дало возможность выявлять множество дефектов в сварных соединениях, которые зародились в период строительства [141]. Длительный период данным дефектам не придавали особого значения. В наше время эти не выявленные прежде дефекты активно устраняют по причине их недопустимости в согласовании с действующими нормативно-техническими документами (НТД).

В настоящее время становится обязательной оценка безопасности резервуара с такими недостатками [99, 140, 163]. Отсюда следует необходимость сформировать точный метод последовательных действий, воплощаемый без больших затрат.

С целью формирования такого рода указания необходимо установить предпосылки возникновения повреждений до окончательного воздействия дефекта на прочность резервуара в целом с учетом циклических нагрузок. Для этого стоит разделить все повреждения на наружные и внутренние. Внутренние дефекты: несплавления, непровары, скопления пор, шлаковые включения и т. д. К наружным повреждениям отнесем различные нарушения геометрических размеров сварного шва, чешуйчатость, подрезы, наплывы. Внутренние и наружные дефекты могут являться трещиноподобными.

Причиной возникновения нарушения геометрических форм сварного шва – отклонения сварного шва по ширине и высоте – является неправильная подготовка кромок, когда расстояние между ними неодинаковое, и сварщик вынужден заполнять уширения наплавленным металлом.

К дефектам, которые не приведут к образованию трещины, относят: грубую чешуйчатость, кратеры, наплывы, одиночные поры, брызги металла и другие повреждения, которые в большинстве случаев появляются из-за халатности сварщика.

К трещиноподобным дефектам следует отнести задиры, риски основного металла, протяженные и одиночные шлаковые включения, непровары, расслоения, несплавления, трещины, подрезы. В присутствии таких дефектов

прочность стенки резервуара значительно снижается, и работоспособность такого сварного соединения трудно предсказать. К причинам возникновения непроваров и несплавлений относят неправильные режимы сварки, приводящие к недостаточному проплавлению свариваемых кромок, особенно при сварке корневого слоя. Некачественная зачистка кромок при подготовке под сварку может также вызывать несплавление кромок.

Некоторые авторы делают предположение, что одиночные поры и скопления пор сварного шва следует считать дефектом, который может привести к трещине. Как известно, поры возникают в расплавленном металле. При быстром остывании металла в сечении шва могут образоваться полости округлой или сферической формы. В их состав могут входить: озон, азот, водород и монооксид углерода. Выходящие на поверхность газовые полости имеют размер от 0,3 до 2,5 мм, однако на практике газовые полости с размерами до 1,0 мм измеряют при помощи измерительной лупы ЛИ 3^x – 10^x . Для выявления внутренних газовых полостей пользуются методами неразрушающего контроля (НК), такими как радиографический и ультразвуковой.

Классификация дефектов в сварных соединениях. По характеру концентрации напряжения дефекты можно разделить на две категории: объемные и плоскостные. К первому типу относят концентраторы малой протяженности, для которых расстояние между двумя дефектами более $3S$ (S – толщина стенки). Здесь следует выделить, что газовые полости в сварных соединениях почти не уменьшает их прочность. Для низкоуглеродистых сталей – 10 % площади поперечного сечения шва; для перлитных сталей – 6 %; для алюминиевых сплавов – 3 %. Отмечается снижение значений статической прочности швов при выявленных неокисленных порах. Показатель отклонения равен 6 %, при этом диаметр пор находится в пределах 1,8–2,0 мм. Скопление полостей, заполненных газом $d_n = 2$ мм, суммарной длины не более 30 % от длины шва, снижают его статическую прочность на 11–15 % [99]. К объемным дефектам относят: одиночные и скопление пор, шлаковые включения, несплошности, местную коррозию.

Ко второму типу причисляют дефекты, находящиеся по направлению сварного шва или в зоне термического влияния (далее – ЗТВ). Наличие таких дефектов содействует появлению трещин. К плоскостным относят цепочки пор и шлаковых включений, непровары, несплавления, трещины, подрезы, ножевую коррозию, расслоение в плоскости сварного соединения. Анализ распределения дефектов на стенке резервуара показал, что 38,3 % из всех дефектов концентрируются в зоне высоких сжимающих вертикально и растягивающих напряжениях. Следовательно, аварии (отказы) в большинстве случаев возникают из-за микротрещин, подрезов, непроваров, несплавлений, т. е. плоскостных дефектов, расположенных в зонах высоких растягивающих остаточных напряжений в стенке резервуара. В таблице 1.3 представлены результаты диагностики сварных соединений по видам конструкций резервуара и видам дефектов.

Таблица 1.3 – Поврежденность конструкций резервуара

Виды дефектов	Дефекты в сварных соединениях, %				
	Стенка	Днище	Кровля	Патрубки	Уторный шов
Поры	10,80	5,90	4,40	3,80	9,90
Подрезы	14,30	4,20	2,20	0,70	11,70
Трещины	0,70	0,10	0,20	0	0,20
Несплавления	11,30	0,90	2,80	1,90	9,30
Деформации корпуса	0,60	1,20	0,20	0	0
Свищи	0,60	0,10	1,50	0,20	0,30

Статистическая обработка результатов технического диагностирования резервуаров. В Поволжье среди действующих на данный момент РВС есть те, чьи состояния близки к предельным по причине длительной эксплуатации, а также из-за довольно редкого обновления оборудования и резервуарного парка. Выявлено наличие большого количества дефектов на основании анализа результатов диагностики РВС, которые находятся в работе свыше 30 лет. В основном дефекты располагаются в сварных швах. Разделить их можно на 7 групп, где чаще всего встречается дефект типа «подрез». Полагаясь на результаты, оформлена диаграмма, на которой видно, как важна каждая из

7 групп. Из 28 РВС дефекты типа «подрез» составляют 35,1 % представленных на рисунке 1.5.

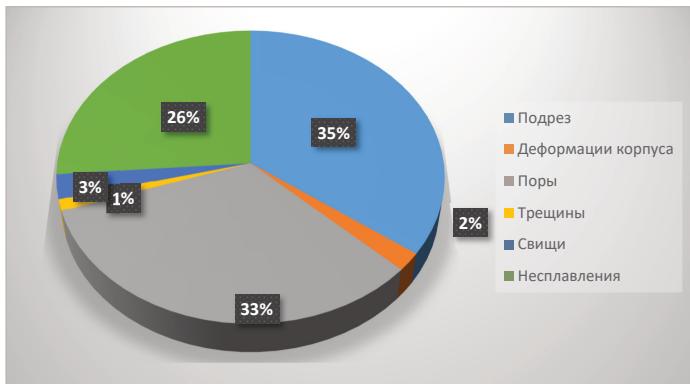


Рисунок 1.5 – Классификация дефектов сварных соединений резервуаров

В ходе анализа подрезы были разделены по следующим критериям:

- по расположению (отдельно на каждый пояс);
- по длине;
- по глубине.

В образце обнаружены дефекты в области сварных швов РВС. При этом нарушения выявлены как на горизонтальных, так и на вертикальных швах. При дифференциации швов использовался принцип отнесения вертикальных стыков во внутренней части пояса к горизонтальному поясу.

Частотное распределение выявленных дефектов по отношению к поясам в зависимости от их протяженности представлено на рисунке 1.6.

Как видно из диаграммы, большая часть дефектов обнаружена в районе 3 и 4 поясов стенок резервуара.

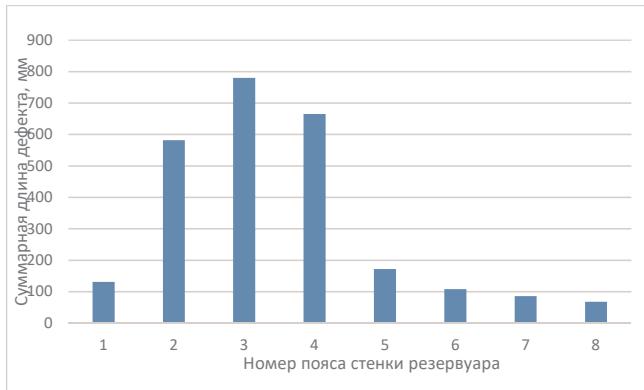


Рисунок 1.6 – Распределение подрезов по поясам стенки РВС

Следующим шагом было разделение дефектов на группы в зависимости от их глубины. Принцип распределения дефектов по группам заключался в определении их длины: каждая группа отличалась от предыдущей на 0,5 мм. Самая минимальная глубина – 0,1 мм. А максимальная обнаруженная глубина равнялась 3 мм. Общее число групп – 7. Результаты распределения дефектов по группам приведены на рисунке 1.7.

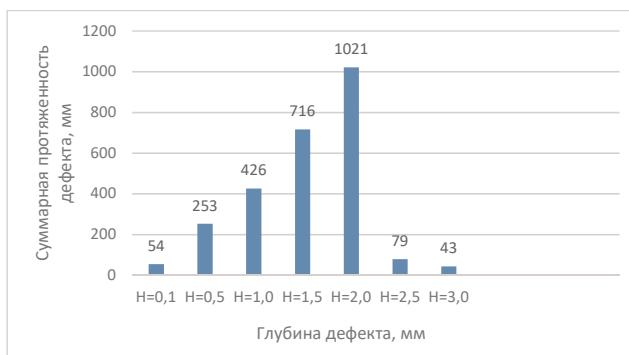


Рисунок 1.7 – Классификация подреза по глубине

Как видно на рисунке, наиболее часто встречаются подрезы глубиной 2 мм, а их суммарная протяженность в шве превышает 1000 мм.

Следующий этап включает в себя расположения дефекта типа «подрез» в зависимости от его пространственного положения. Результат приведен в таблице 1.4.

Таблица 1.4 – Расположение дефекта типа «подрез»

№ п/п	Глубина дефекта типа «подрез», мм	Суммарная длина дефекта типа «подрез», мм	Расположение дефекта типа «подрез», и его протяженность, мм	
			Снаружи – Fc ₁	Внутри – Fc ₂
1	0,1	54	30	24
2	0,5	253	151	102
3	1,0	426	279	147
4	1,5	716	387	329
5	2,0	1021	478	543
6	2,5	79	36	43
7	3,0	43	19	24

Можно сделать вывод, что подрез образовался еще во время строительства. Наличие подреза было проигнорировано и во время проведения плановой и внеплановой диагностики, возможно, это связано с несовершенством методов технической диагностики. Наиболее опасными являются подрезы в сварных швах на внутренней поверхности стенки резервуара, так как здесь имеют место наибольшие остаточные напряжения растяжения.

Результаты статистической обработки дают нам возможность оценить живучесть резервуара при наличии дефектов в сварных соединениях.

Характеристики дефектов сварных швов резервуаров. В нормативном документе [141] даны определения дефектов типа несплавление, непровар, трещина.

Дефекты типа «несплавление». Дефект основного металла или сварного соединения, который представляет собой потерю связи между слоями.

Дефекты типа «непровар» – различие между фактической и номинальной глубиной проплавления.

Дефекты типа «трещина». Дефект основного металла или сварного соединения в виде узкого разрыва, идущего вглубь металла от поверхности либо, наоборот – при возникновении трещины внутри металла.

Дефекты типа «подрез». При сварке подрезом принято называть утонение металла на участке перехода от основного металла к сварному шву. И это приводит к резкой концентрации напряжений. Для конструкций, работающих при знакопеременных нагрузках, подрез существенно снижает прочность сварного соединения. Подрезы могут быть расположены с одной стороны, т. е. располагаться по одной кромке, и быть двусторонними, т. е. располагаться по двум кромкам. Также подрезы встречаются во внутренних сварных соединениях. В основной массе ситуации подрез считается результатом чрезмерного низкого напряжения дуги и неаккуратного ведения электрода по разделке сварного соединения. В первом случае ширина свариваемых кромок больше допустимых параметров, при данной сварке тяжело заполнить эту полость, особенно при сварке в потолочном положении. В противоположном случае, т. е. если ширина свариваемых кромок менее допустимых параметров, при данной сварке может сформироваться дефект грубой чешуйчатости. Значения предельных геометрических параметров сварных швов стенки приведены в таблицах 1.5–1.7 [141].

Таблица 1.5 – Критерии допустимости геометрических параметров сварных соединений по результатам ВИК

№ п/п	Элементы сварных соединений, наружные дефекты	Требования к качеству, допустимые размеры дефектов		
		Класс резервуара по степени опасности		
		IV	III	I и II
1	2	3	4	5
1	Поверхность шва	Поверхность шва должна отвечать следующим требованиям: - форма и размеры швов должны соответствовать требованиям проектной документации; - гладкая или равномерная чешуйчатая поверхность (высота или глубина впадин не должна превышать 1 мм); - плавное сопряжение с основным металлом; - глубина западаний между валиками (межваликовой канавки) не более 1 мм; превышение гребня над впадиной между чешуйками сварного шва менее 1 мм		

№ п/п	Элементы сварных соединений, наружные дефекты	Требования к качеству, допустимые размеры дефектов				
		Класс резервуара по степени опасности				
		IV	III	I и II		
1	2	3	4	5		
2	Трещины (любых видов и размеров), несплавления, наплывы, грубая чешуйчатость, наружные поры и цепочки пор, прожоги и свищи, кратеры	Не допускаются				
3	вертикальных соединений поясных швов и соединений стенки с днищем	5 % от толщины, но не более 0,5 мм	Не более 0,3 мм	Не более 0,2 мм		
	горизонтальных соединений стенки	5 % от толщины, но не более 0,8 мм	5 % от толщины, но не более 0,6 мм	5 % от толщины, но не более 0,3 мм		
	прочих соединений	5 % от толщины, но не более 0,8 мм	5 % от толщины, но не более 0,6 мм	5 % от толщины, но не более 0,6 мм		
4	Максимальная высота усиления стыковых соединений	вертикальны х соединений стенки с толщиной стенки, мм	До 12 вкл.	2,0 мм		
			Св. 12 до 24 вкл.	2,0 мм		
		прочих соединений с толщиной стенки, мм	Св. 24	3,0 мм		
			До 12 вкл.	2,0 мм		
			Св. 12	3,0 мм		
5	Минимальн ая высота усиления стыковых соединений	с толщиной стенки, мм	До 12 и выше	0 мм		
6	Максимальное допустимое значение смещения свариваемых кромок для стыковых соединений из деталей одной толщины относительно друг друга с толщиной стенки, мм	До 4 вкл.	0,5 мм			
			Св. 4 до 10 вкл.			
		Св. 10	1,0 мм 10 % толщины, но не более 3 мм			
7	Выпуклость или вогнутость углового шва**	Не должна превышать более чем на 20 % величину катета шва				
8	Уменьшение катета углового шва	Не более 1,0 мм				

Таблица 1.6 – Критерии допустимости геометрических параметров сварных соединений по результатам РК для резервуаров I и II класса

№ п/п	Толщина свариваемых элементов, мм	Поры или включения		Суммарная длина, мм	Длина оценочного участка, мм
		Ширина (диаметр), мм	Длина, мм		
1	2	3	4	5	6
1	До 3 вкл.	0,5	1,5	5,0	
2	От 3 до 5 вкл.	0,6	2,0	6,0	
3	От 5 до 8 вкл.	0,8	2,5	8,0	
4	От 8 до 11 вкл.	1,0	3,0	10,0	
5	От 11 до 14 вкл.	1,2	3,5	12,0	
6	От 14 до 20 вкл.	1,5	5,0	15,0	
7	От 20 до 26 вкл.	2,0	6,0	20,0	
8	От 26 до 34 вкл.	2,5	8,0	25,0	
9	От 34 до 45 вкл.	3,0	9,0	30,0	

Таблица 1.7 – Критерии допустимости геометрических параметров сварных соединений по результатам РК для резервуаров III класса

№ п/п	Толщина свариваемых элементов, мм	Поры или включения		Суммарная длина, мм	Длина оценочного участка, мм
		Ширина (диаметр), мм	Длина, мм		
1	2	3	4	5	6
1	До 3 вкл.	0,6	2,0	6,0	
2	От 3 до 5 вкл.	0,8	2,5	8,0	
3	От 5 до 8 вкл.	1,0	3,0	10,0	
4	От 8 до 11 вкл.	1,2	3,5	12,0	
5	От 11 до 14 вкл.	1,5	5,0	15,0	
6	От 14 до 20 вкл.	2,0	6,0	20,0	
7	От 20 до 26 вкл.	2,5	8,0	25,0	
8	От 26 до 34 вкл.	3,0	10,0	30,0	
9	От 34 до 45 вкл.	4,0	12,0	40,0	

Таблица 1.8 – Критерии допустимости геометрических параметров сварных соединений по результатам РК для резервуаров IV класса

№ п/п	Толщина свариваемых элементов, мм	Поры или включения		Суммарная длина, мм	Длина оценочного участка, мм
		Ширина (диаметр), мм	Длина, мм		
1	2	3	4	5	6
1	До 3 вкл.	0,8	3,0	8,0	
2	От 3 до 5 вкл.	1,0	4,0	10,0	
3	От 5 до 8 вкл.	1,2	5,0	12,0	
4	От 8 до 11 вкл.	1,5	6,0	15,0	
5	От 11 до 14 вкл.	2,0	8,0	20,0	
6	От 14 до 20 вкл.	2,5	10,0	25,0	
7	От 20 до 26 вкл.	3,0	12,0	30,0	
8	От 26 до 34 вкл.	4,0	15,0	40,0	
9	От 34 до 45 вкл.	5,0	20,0	50,0	

Таблица 1.9 – Критерии оценки сварных соединений конструкций резервуаров по результатам УЗК

№ п/п	Тип сварного соединения	Наименьшая толщина элемента конструкции в сварном соединении, мм	Длина оценочного участка, мм	Браковочная эквивалентная площадь одиночного дефекта, мм^2 , не более	Допустимая протяженность дефекта, мм, не более	Допустимое число одиночных дефектов на оценочном участке с уровнем амплитуды выше уровня фиксации*, шт.
1	2	3	4	5	6	7
1	Стыковые, угловые, тавровые, нахлесточные	От 6,0 до 10,0 вкл.	20	4	10	1
2		Св. 10,0 до 20,0 вкл.	25	6	10	2
3		Св. 20,0 до 30,0 вкл.	30	7	20	3

* Под уровнем фиксации понимают уровень амплитуды, который на 6 дБ меньше уровня амплитуды от допустимой браковочной эквивалентной площади отверстия с плоским дном.

Подрез характеризуется следующими геометрическими характеристиками: длина, глубина. Протяженность подреза не должна превышать 10 % от длины листа вне зависимости от категории резервуара, т. е. при длине горизонтального шва 6000 мм допустимая длина подреза составляет 600 мм на лист, а для вертикального шва длиной 1500 мм допустимо 150 мм.

Наплывы представляют собой дефект геометрии сварного соединения, в котором расплавленный металл находится на поверхности основного металла. Чаще всего наплывы возникают при сварке горизонтальных швов на вертикальной плоскости стенки резервуара. При сварке кольцевых поворотных стыков наплывы могут возникать при неправильном расположении электрода относительно оси шва. Наплывы недопустимы вне зависимости от протяженности и могут скрывать под собой более опасные дефекты.

Поры и скопления пор представляют собой полость окружлой или удлиненной формы, заполненную газом в сварном шве. Они формируются в результате выделения газов из сварочной ванны. Поры располагаются по сечению шва. При сварке полости сферической формы выходят на поверхность сварного шва, располагаясь по отдельности либо группами. Поры также могут возникнуть при сварке, если рабочее место сварщика не защищено от осадков,

если сварочные материалы не подвергались прокалке. Поры, выходящие на поверхность шва, иногда называют свищами. Три или более расположенных рядом пор называют скоплениями.

Все эти дефекты опасны по своей природе происхождения и даже при малых отклонениях могут привести к образованию трещины и разрушению резервуара. На основании анализа дефектности и методов оценки остаточного ресурса резервуаров можно сделать вывод о том, что проблема безопасности вертикальных стальных резервуаров в настоящее время изучена недостаточно, расчет ресурса по действующим нормативным документам не учитывает влияние сварочных дефектов и повреждений на напряженно-деформированное состояние резервуара. Расчетный остаточный ресурс резервуара, без учета дефектов и повреждений, зачастую показывает срок эксплуатации 100 и более лет.

1.2.2 Анализ причин отказов резервуаров

Проектирование вертикальных стальных резервуаров (РВС) началось в конце 19 века ученым В. Г. Шуховым. В источниках [20, 32] отмечен огромный срок эксплуатации клепаных резервуаров – более 100 лет.

В настоящее время на территории России проектируют вертикальные цилиндрические стальные резервуары в соответствии с [46]. Нашли широкое применение резервуары вместимостью до 50 000 м³ включительно, иноfirmами построены десять резервуаров вместимостью 100 000 м³.

При эксплуатации и строительстве объектов хранения нефти в резервуарных парках случаются аварии. Согласно [4], под аварией понимается разрушение объектов, строений или устройств, которые используются на опасных производственных объектах, а также взрывы, которые приводят к выбросам токсичных веществ. Авария может привести к тяжелым последствиям, включая смертельный травматизм. В согласии со статистикой в работе [36], в промежуток с 1950 по 2019 г. на территории нашего государства произошло более 150 серьезных аварий. Кроме того, по данным Федеральной службы по

экологическому, технологическому и атомному надзору, более 10 аварий связаны с распространением пламени [147]. В трудах [164, 179] отмечают, что компании специально утаивают информацию о случившихся авариях на их объектах, и их настоящее число выше официальных цифр в 5 раз. В работе И. М. Розенштейна [147] приводятся сведения о разрушениях резервуаров объемом от 30 000 м³ до 80 000 м³ за рубежом. Невзирая на обширный опыт эксплуатации, наличие нормативных документов и контроль над эксплуатирующими организациями со стороны надзорных органов, усилия по обеспечению безопасности объектов считаются недостаточными.

Разрушение резервуара, как правило, приводит к пожару, гибели людей и негативным экологическим последствиям. Так, например, в результате образования и воздействия горящей волны прорыва при разрушении РВС-4600 м³ с нефтью на Уфимском НПЗ (Башкирия, 1953 г.) погибли 22 сотрудника пожарной охраны и 2 работника объекта.

В результате образования горящего потока бензина при разрушении РВС-700 м³ на «Каменской» нефтебазе (Ростовская область, 1961 г.) с выходом его за пределы объекта и распространением на жилой сектор погиб 41 человек.

Вследствие воздействия волны при разрушении РВС-20000 м³ с водой на Невинномысской ГРЭС (Ставропольский край, 1985 г.) полностью разрушено железобетонное ограждение мазутного хозяйства объекта, элементы которого, подхваченные потоком воды, повредили соседний резервуар с мазутом, который попал в р. Барсучки и р. Кубань, что привело к большому экологическому ущербу.

С. В. Батманов [15] приходит к выводу, что земляные противопожарные преграды в резервуарных парках разрушаются при воздействии на них волны жидкости из разрушенного резервуара.

В 80-х годах двадцатого века на нефтеперерабатывающих заводах г. Уфы было построено около 100 вертикальных стальных резервуаров вместимостью 5000 м³ с однодечными плавающими крышами. При эксплуатации установлена низкая их надежность при неравномерно распределенной снеговой нагрузке.

Часть плавающих крыш затонули [78]. На Московском нефтеперерабатывающем заводе в результате воздействия неравномерно распределенной снеговой нагрузки плавающую крышу заклинило на направляющих стойках, операторы приняли решение об откачке бензина из резервуара, крыша зависла. При падении крыши образовалась искра с последующим пожаром. Радиостанция «Голос Америки» передавала, что Москва горит. В середине 90-х годов Госгортехнадзор России запретил применение однодечных плавающих крыш в резервуарах.

В 2004 году с интервалом 30 минут произошло обрушение двух алюминиевых купольных крыш РВС 50 000 м³ фирмы Conservatek на ОАО «Киришинефтеоргсинтез». Комиссия по расследованию аварии с участием российских и американских специалистов так и не смогла установить ее причину. Для предотвращения обрушения аналогичных крыш в г. Кстово на ОАО «Лукойл-Нижегороднефтеоргсинтез» с 2004 по 2010 год производилась регулярная уборка снега в зимних условиях. В 2010 году две крыши обрушились.

В 2008 г. произошла авария на резервуаре ОАО «Транснефть» на ЛПДС Колейкино близ г. Альметьевск (Татарстан). Сход ледовой корки с поверхности крыши повредил площадки обслуживания, патрубки и другое оборудование. Это событие стало предметом научных исследований [70].

В 2009 году произошло обрушение алюминиевого купола в поселке Талакан на объекте ОАО «Транснефть» магистрали «Восточная Сибирь – Тихий океан». Комиссия установила, что поставщик купольной крыши ОАО «Миасский машиностроительный завод» вместо высокопрочных болтов, изготовленных из стали 40Х, поставил болты из углеродистой стали с низкими прочностными свойствами. При монтаже отсутствовал контроль усилия затяжки болтов. В результате часть болтов были не затянуты. ОАО «Гипротрубопровод», осуществлявший привязку резервуара на объекте, расположил обслуживающую площадку на подветренной стороне купола, что явилось снегозадерживающим барьером. Образовались ненормативные снеговые нагрузки [71]. Все это привело к лавинному обрушению купольной крыши (рисунок 1.8).



Рисунок 1.8 – Лавинное разрушение купольной крыши РВСПА-50000

В результате разрушения резервуара произошел разлив 21 000 т дизельного топлива в мае 2020 года на объекте ТЭЦ-3 «Норильского никеля», загрязнены водные объекты. Компания в результате нанесения экологического ущерба окружающей среде понесла убытки в несколько миллиардов рублей. Причиной разрушения резервуара с утечкой продукта были дефекты в соединении стенки с днищем.

Наиболее часто в стенке и кровле резервуара встречаются коррозионные повреждения. Как правило, коррозионные повреждения обнаруживают при диагностике резервуара, в нижнем поясе (воздействие подтоварной воды со значительным количеством солей), верхних поясах и кровле (воздействие сероводорода). Обследование резервуарных парков ПАО «Башнефть» показало значительное число резервуаров с поврежденной кровлей (рисунок 1.9). Стальной настил кровли вынуждены менять через 2–3 года эксплуатации резервуара.

Влияние коррозии верхнего пояса и вакуума в резервуаре вызывает деформацию конструкций вовнутрь резервуара, возможно разрушение наиболее «слабой» части конструкции (рисунок 1.10).



Рисунок 1.9 – Сквозная коррозия настила стальной крыши резервуара



Рисунок 1.10 – Повреждение в результате коррозии и вакуума в резервуаре
(фото из открытого доступа)

Причиной аварии РВСП-50000 на Варандее оказалась трещина в сварном соединении стенки с днищем резервуара (рисунок 1.11).



Рисунок 1.11 – Разрушение сварного соединения стенки с днищем резервуара

На фотографии видно, что разрушение окрайки днища произошло в зоне термического влияния сварного шва, нет плавного перехода от наплавленного к основному металлу, имеются подрезы. Позже мы остановимся на этом вопросе.

Причиной потери работоспособного состояния шарового резервуара является потеря устойчивости одной из опорных стоек (рисунок 1.12).

LP Gas storage sphere collapsed while being filled for a hydrostatic pressure test killing a worker underneath. Support legs had corroded due to water trapped between insulation and support column.

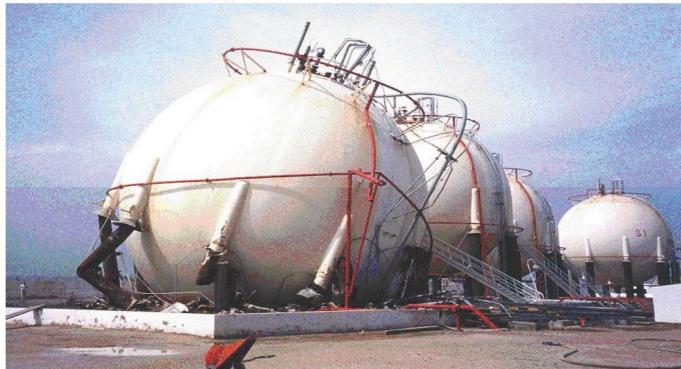


Рисунок 1.12 – Потеря устойчивости опорной стойки шарового резервуара
(фото из открытого доступа)

На нефтебазе ПАО «Транснефть Брянск – Дружба» в апреле 2022 года в результате террора произошел пожар на двух резервуарах. К тушению пожара привлечены 158 человек и 51 единица техники.

При проведении военных операций страдают не только люди, жилые здания, но и объекты промышленных предприятий. Россия оказывала помощь в восстановлении промышленности в Республике Сербская. При производстве восстановительных работ на нефтеперерабатывающем заводе в городе Брод (Босния и Герцеговина) в 2009 году мы обнаружили ряд вертикальных стальных резервуаров с пробоинами от снарядов (рисунок 1.13). Примечательно, что при попадании снарядов в резервуары ни один из них не загорелся. Восстановление состояло в замене поврежденных листов стенок резервуаров.



Рисунок 1.13 – Повреждения стенки резервуара в результате прилета снарядов
(фото автора, 2009 г., НПЗ в г. Брод, Босния и Герцеговина)

Таким образом, причинами наиболее характерных отказов резервуаров являются потеря прочности либо устойчивости элементов конструкции, вызванные дефектами и повреждениями (ошибки проектирования, сооружения и эксплуатации, коррозия металла, дефекты в сварных соединениях, осадка основания, воздействие природных явлений: гроза, землетрясение, диверсии).

1.2.3 Исследования работоспособности и безопасности резервуаров

Исследованию работоспособности вертикальных стальных резервуаров посвящен ряд научно-исследовательских работ. Так, А. Г. Гумеров, д. т. н., профессор, академик, первую научную диссертацию [52] посвятил исследованию напряженного состояния резервуаров при вибрационных нагрузках.

А. А. Тарасенко в диссертации [168] рассмотрел влияние осадок на напряженно-деформированное состояние резервуара. Результаты более поздних работ опубликованы в работе [169].

Работы [78, 79] М. Г. Каравайченко посвящены исследованию и повышению работоспособности резервуаров с плавающими покрытиями, изучен

механизм деградации основного металла и сварных соединений при малоциклических нагрузках в условиях воздействия коррозионной среды.

В монографии [17] рассмотрены вопросы обеспечения надежности эксплуатации хранилищ со взрывопожароопасными и токсичными веществами, а также методы мониторинга, оценки остаточного ресурса и прогнозирования вероятного ущерба, связанного с аварийными ситуациями.

С. А. Швырков [183] на базе статистического анализа разрушений РВС рассмотрел надежность обвалования резервуаров. Анализ последствий разрушений РВС убедительно свидетельствует о том, что такие преграды не способны удержать поток, движущийся по законам гидродинамики, в результате чего подобные аварии неоднократно приводили к травмам и гибели людей, значительному материальному и экологическому ущербам.

Х. М. Ханунов, А. В. Алипов [179] оценили частоту аварий резервуаров. При количестве резервуаров 40 тыс. единиц и среднем сроке их эксплуатации 40 лет получили общее число резервуаро-лет $N_t = 1\,600\,000$. (Резервуаро-годы – произведение числа резервуаров на средний срок службы.) По данным ЦНИИПСК им. Мельникова о том, что реальное число аварий в прежние годы было в 3–5 раз выше числа зарегистрированных аварий, общее количество аварий за 40 лет могло составить около 400. Частота аварий резервуаров в год $400/N_t \approx 2,5 \times 10^{-4}$. Сравнивая частоту аварий в России и США, авторы пришли к выводу о том, что частоты аварий на резервуарах имеют один порядок.

Ущерб от аварии на опасных производственных объектах в общем случае выражается формулой [116]:

$$\Pi_a = \Pi_{пп} + \Pi_{ла} + \Pi_{сэ} + \Pi_{нв} + \Pi_{экол} + \Pi_{в.тр.}, \quad (1.2)$$

где Π_a – полный ущерб от аварии, руб.;

$\Pi_{пп}$ – прямые потери организации – владельца опасного производственного объекта;

$\Pi_{ла}$ – затраты на локализацию (ликвидацию) и расследование аварии;

$\Pi_{сэ}$ – социально-экономические потери (затраты, понесенные вследствие гибели и травматизма людей);

$\Pi_{\text{ив}}$ – косвенный ущерб;

$\Pi_{\text{экол}}$ – экологический ущерб;

$\Pi_{\text{в.тр.}}$ – потери от выбытия трудовых ресурсов в результате гибели людей или потери ими трудоспособности.

В. К. Восторов [30, 31] развил теорию линейной механики разрушения (ЛМР) применительно к строительным конструкциям. Основываясь на предложениях Н. С. Стрелецкого и М. Я. Леонова о формулировке и анализе предельных состояний и критериев прочности, развил методику расчета строительных конструкций с учетом третьего предельного состояния, связанного с трещинообразованием.

Под живучестью конструкции автор понимает время от образования трещины до достижения трещиной критического размера (время до наступления аварийного состояния). В качестве примера приводится случай, когда при гидравлическом испытании резервуара вместимостью 20 000 м³ трещина размером 8 мм за трое суток привела к лавинообразному разрушению стенки резервуара.

Фактор времени, предложенный Н. С. Стрелецким в качестве основного параметра в расчетах по предельным состояниям, возникает не только в связи с развитием трещины, но и с развитием усталостных и коррозионных повреждений, а также в связи с деградацией механических свойств сварного соединения и основного металла.

А. А. Василькин [25] рассмотрел влияние геометрических несовершенств и дефектов монтажного сварного шва на малоцикловую прочность вертикального стального резервуара, изготовленного методом рулонирования. Уточнена методика расчета малоцикловой прочности резервуара.

А. А. Крысько [105] рассмотрела методом численного моделирования влияние несовершенств геометрической формы на напряженно-деформированное состояние стенки резервуара. Предложен универсальный численный алгоритм моделирования действительной поверхности стенки резервуара с учетом несовершенств геометрической формы.

Ф. Е. Дорошенко и др. [58, 59] исследовали остаточные сварочные напряжения в уторном шве резервуара с учетом дефектов сварки. Установлена недостаточная надежность таких соединений. Предложены мероприятия, направленные на снижение остаточных сварочных напряжений и деформаций в сварных соединениях.

Г. Г. Васильев, А. П. Сальников [23] выполнили анализ аварий вертикальных стальных резервуаров. Авторы рассматривают дифференциальную осадку резервуара как одну из основных причин разрушения резервуара.

А. Н. Дергачев, В. В. Куприянов [56] рассмотрели нормативно-методическое обеспечение неразрушающего контроля нефтяных резервуаров.

В качестве нормативного отечественного документа по безопасности вертикальных стальных резервуаров для нефти и нефтепродуктов можно отметить Руководство [149].

O. Zeybek [207] численно исследовал влияние ступенчатой переменной толщины стенки на напряженно-деформированное состояние резервуара. Приведен анализ определения толщины стенки по методу «Один фут», принятый в API 650, по методу «Переменной расчетной точки» и по методу линейного анализа. Предложил преобразование ступенчатого цилиндра в эквивалентный «1-Ходовой цилиндр».

L. Zdravkov, M. Pantusheva [208] рассмотрели типичные повреждения стальных резервуаров в процессе их эксплуатации. На основании обследования 13 вертикальных стальных резервуаров авторы пришли к выводу, что к типичным повреждениям можно отнести: для оснований – растрескивание бетонного основания и отмостки, осадка основания; для днища резервуара (при визуальном внешнем осмотре) – погружение днища ниже отмостки, частичный подъем окраек днища над опорным кольцом; для стенки – ухудшение состояния лакокрасочного покрытия, коррозия, геометрические отклонения формы от проекта; для крыши – разрушение лакокрасочного покрытия и коррозия, неудачные решения при ремонте настила кровли.

К недостаткам этой работы можно отнести то, что авторы приводят только качественную оценку визуального осмотра без количественных показателей, также нет информации о внутренних дефектах и повреждениях.

1.3 Живучесть строительных конструкций

Согласно ГОСТ 15.016-2016 [47] под живучестью понимают свойство объекта, состоящее в его способности противостоять развитию критических отказов из дефектов и повреждений при установленной системе технического обслуживания и ремонта, или свойство объекта сохранять ограниченную работоспособность при воздействиях, не предусмотренных условиями эксплуатации, или свойство объекта сохранять ограниченную работоспособность при наличии дефектов или повреждений определенного вида, а также при отказе некоторых компонентов.

Н. А. Махутов, М. М. Гаденин в работе [114] показали, что основополагающими элементами решения проблемы безопасности эксплуатации объектов техносферы при сложных режимах их нагруженности являются уравнения состояния, критерии разрушения и критериальная база конструкционного материаловедения, образующие в комплексе многопараметрическую систему оценки прочности, ресурса, живучести и безопасности.

Авторы предложили концепцию оценки безопасной эксплуатации технического объекта путем оценки характеристик их прочности и ресурса, а также определения их с учетом рисков и безопасности эксплуатации рассматриваемых конструкций. Установлена функциональная зависимость рисков $R(\tau)$ от обуславливающих их факторов

$$R(\tau) = F\{P(\tau), U(\tau)\}, [R(\tau)] = \frac{1}{n_R} R_K(\tau), \quad (1.3)$$

где $P(\tau)$ – вероятность возникновения чрезвычайной ситуации;

$U(\tau)$ – функция ущерба;

F – функционал;

τ – время;

n_R – коэффициент запаса рисков;

$[R(\tau)]$ – допустимый уровень риска;

$R_K(\tau)$ – критический уровень риска.

На стадии проектирования объектов техносферы проводится анализ их прочности на основании стандартных нормативных и дополнительных уточненных расчетов и обосновывается исходный ресурс. Базовыми данными для такого анализа являются: эксплуатационные нагрузки и характеристики эксплуатационного нагружения (температуры, время и числа циклов, частоты), характеристики сопротивления материалов нагрузкам, включая пределы текучести, прочности, длительной прочности и усталости R (σ_t , σ_b , σ_{dp} , σ_{-1}), номинальные и локальные деформации e , размеры дефектов l . По результатам расчетных и эксплуатационных исследований обосновываются допустимые нагрузки $[P]$, дефекты $[l]$ и ресурс $[N]$ с заданными запасами n и составляется заключение о прочности $[R_o(\tau)]$, долговечности $[R_{N\tau}]$, ресурсе $[R_{N\tau}(\tau)]$, живучести $[L_{ld}]$, риске $R(\tau)$, безопасности $S(\tau)$ и защищенности $Z_k(\tau)$.

В. М. Ройтман [146] отмечает необходимость рассматривать вопрос живучести конструкций не только при механических повреждениях, но и при комбинированных воздействиях с пожарами. Предложено в качестве критерия живучести использовать количество времени, необходимое для эвакуации людей, и предел огнестойкости конструкций.

Н. В. Клюева и др. в работе [96] для оценки живучести многопролетных железобетонных балок используют коэффициент конструктивной безопасности:

$$C_D = \sum_{k=1}^m C_{D,k}, \quad (1.4)$$

где $C_{D,k}$ – компонент, $C_{D,k} = 1/m$ (где m – число пролетов балки), если отношение предельной разрушающей нагрузки для рассматриваемого пролета к суммарной, действующей на k -й пролет эксплуатационной и за проектной нагрузке больше либо равен единице. В противном случае $C_{D,k} = 0$. Авторы считают, что если $C_D = 1$, то ни один из элементов балочной системы не разрушился, если $C_D = 0$ –

произойдет лавинообразное разрушение всей системы. Здесь недостатком коэффициента является его узкая применимость только для балок. А также произведена попытка связать логический показатель графоаналитических методов с коэффициентом запаса по несущей способности.

О. В. Азжеуров [6], А. С. Аистов и М. Ф. Фокин [7], В. В. Стужанов [167] совершенствовали методические подходы по расчету конструктивных схем на живучесть при внезапных проектных воздействиях и повреждениях.

Я. М. Айзенберг [8] рекомендует для повышения сейсмостойкости и живучести сооружений соблюдать неравенство

$$N / N_{np} \leq 0,6 \dots 0,7, \quad (1.5)$$

где N – вертикальная нагрузка на конструкцию;

N_{np} – несущая способность конструкции на вертикальную нагрузку.

Р. С. Зайнуллин [63] изучал особенности работоспособности оборудования в условиях механохимической повреждаемости.

П. Ф. Сильницкий [157] живучесть резервуара рассмотрел с точки зрения анализа риска.

T. D. Canisius [194] предлагает живучесть конструкции оценивать с помощью индекса I_{Rob} , определяемого как отношение прямого риска R_{Dir} к сумме прямого и косвенного рисков R_{Ind} (значение индекса изменяется в пределах от нуля до единицы):

$$I_{Rob} = \frac{R_{Dir}}{R_{Dir} + R_{Ind}}, \quad (1.6)$$

где R_{Dir} – риск реализации локального повреждения;

R_{Ind} – риск реализации диспропорционального повреждения.

G. Kaewkulchai, E. Williamson [202] варьировали величину внешней нагрузки на рамную конструкцию и изучали степень повреждения элементов конструкции, на которые перераспределялась нагрузка после аварийного события. Предложили оценку живучести конструкции производить при помощи индекса D , значение которого изменяется от 0 до 1 и определяется по формуле

$$D = \alpha \frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_{ult}} + \beta \frac{\sum U_p}{U_0}, \quad (1.7)$$

где α, β – константы для конкретного материала;

ε_{max} – максимальная относительная деформация в сечении;

ε_{ult} – предельная относительная деформация;

U_p – энергия, рассеянная при колебаниях;

U_o – энергия упругих деформаций, накопленная в узле.

Работы в области изучения живучести большепролетных покрытий.

Вопрос о том, какие сооружения следует относить к большепролетным, дискуссионный, так как такие сооружения имеют повышенный уровень ответственности по назначению, и их отказы могут привести к тяжелым экономическим и социальным последствиям. Наиболее удачное определение высказано П. Г. Еремеевым [67]. Так, к уникальным большепролетным объектам предполагается относить сооружения, отвечающие следующим условиям:

– пролет свыше 60 м, при принципиально новых конструктивных решениях, не прошедших апробацию в практике строительства и эксплуатации;

– пролет свыше 100 м, при конструктивных решениях, прошедших успешную апробацию в практике проектирования, строительства и эксплуатации.

На основании этого определения вертикальные стальные резервуары вместимостью $V = 50\,000 \text{ м}^3$, диаметром 60,7 м следует относить к большепролетным, а резервуары большего диаметра с купольными крышами, к настоящему времени не прошедшие апробацию в России, будем относить к большепролетным уникальным объектам.

Н. В. Клюева и др. [95, 96] отмечают, что принято относить пространственные конструкции как системы статически неопределенные к наименее уязвимым с позиций конструктивной безопасности. Но проектирование таких конструкций, с минимизацией расхода материала за счет учета пространственной работы конструкции, приводит к повышенной чувствительности объекта к запроектным воздействиям. Авторы рекомендуют для объектов с пространственными конструкциями покрытий предъявлять новые требования – требования по обеспечению живучести.

Первые работы по оценке живучести покрытий появились именно для структурных крыш [106, 107, 118, 120, 121, 135, 175, 197] и др., так как при изготовлении и монтаже конструкции в связи со значительным количеством элементов и узлов происходит накопление допусков в линейных размерах, а унификация элементов снижает резервы несущей способности купола. Из-за повышенной чувствительности большепролетных покрытий к отказам элементов, в практике мирового проектирования устоялась точка зрения, при которой безопасность таких покрытий обеспечивается за счет превентивных мер. Такая позиция отражается в нормативном документе СТО 36554501-024-2010 [166]. В документе из трех возможных методов расчета (линейного статического, нелинейного статического, нелинейного динамического) на отказ рекомендуется использовать нелинейный статический, при этом усилия от аварийных воздействий на узловые элементы и соединения рекомендуется увеличивать на 15 %.

Отечественные нормы не регламентируют необходимость проверки несущих конструкций на живучесть. Эта ситуация непосредственно связана с предвидением отказа какого-либо элемента конструкции при проектировании. Естественно, возникают вопросы: какие элементы следует при расчетах исключить, в каком количестве, в какой последовательности, какие расчетные сочетания нагрузок принимать для этого случая. Ответы на них – в работе инженера-конструктора. Он должен иметь в виду, что каждому сооружению присуща некоторая вероятность разрушения. Попытка приблизить ее к нулю сопровождается стремлением стоимости сооружения к бесконечности. Повышенный уровень безопасности сооружения и обеспечивающий живучесть перечень дополнительных мероприятий должен быть обязательно оговорен в Техническом задании на проектирование, утверждаемом заказчиком.

Литературный поиск среди иностранных норм не обнаружил документов, требующих обеспечения живучести большепролетных конструкций. Исключение составляет Eurocode 1991-1-7, но его положения не содержат конкретики. Согласно им для сооружений третьего класса (величина

коэффициента риска $RF > 4$) рекомендуется выполнять систематическую оценку рисков, принимая как явные, так и неявные угрозы.

В. М. Фридкин [178] предложил новый методологический подход, названный методом «раскачки» пробного движения, заключающийся в математическом моделировании процессов разрушения большепролетных сооружений. Подход основан на алгоритмах вычисления энергии при поиске эффективных движений конструкции к ее разрушению или к разрушению ее отдельных фрагментов. Данный подход предусматривает поиск максимумов функции внутренней потенциальной энергии деформации для дискретной конечноэлементной математической модели сооружения в целом и одновременно для любого ее фрагмента, при развитии во времени и в пространстве заданного случайного линейного независимого набора перемещений.

Недостатком такого подхода является необходимость индивидуального пересмотра и при необходимости перестройки от шага к шагу математических моделей конечных элементов в процессе перемещения системы в заданной по координатам области, в течение заданного промежутка времени.

Д. Ю. Дробот [61] разработал методику оценки живучести конструкции перекрытия дискретного типа, в которой в качестве стартового аварийного воздействия выступает отказ любого одного конструктивного элемента или узла. Узловые соединения принимаются равнопрочными основным элементам. Живучесть конструкции покрытия считается обеспеченной, если отказ одного элемента не приводит к отказу других элементов, на которые перераспределяется нагрузка.

В качестве критерия обеспечения живучести, принятого в зарубежной нормативной литературе, выражение:

$$\varepsilon_{max} \leq \gamma_i * [\varepsilon_{ult}], \quad (1.8)$$

где ε_{max} – максимальная деформация в сечении элемента;

$[\varepsilon_{ult}]$ – предельная деформация, при которой происходит разрыв;

γ_i – коэффициент запаса, $\gamma_i = 0,8$.

В зарубежной нормативной литературе [189] существует подход, при котором в случае выполнения физически нелинейного расчета при отказе элементов исходят из нормирования предельных величин углов поворота конструктивных элементов. Так, для металлических балок допустимая величина угла поворота равна 12 градусам, для элементов рамных систем – 1,5…2 градуса.

В работе [167] количественный показатель живучести представлен в виде характеристики нечувствительности к неблагоприятным факторам и выражается как

$$R_S = \frac{1}{1+s_x}, \quad (1.9)$$

где $s_x = \frac{\delta G_s}{\delta X_s}$ – чувствительность системной характеристики G_s по отношению к величине возмущающего события X_s . Некоторая конкретизация этого выражения основана на базе показателей риска

$$I_{ROB} = \frac{1}{1 + \frac{R_{ind}}{R_{dir}}} = \frac{R_{dir}}{R_{dir} + R_{ind}}, \quad (1.10)$$

где R_{dir} – величина прямого (вызванного первоначальным повреждением) риска; R_{ind} – величина непрямого (вызванного дальнейшей эскалацией разрушения вследствие первоначального повреждения) риска.

Ю. И. Кудишин [106] оценивает индекс живучести по выражению

$$I_{RC} = \frac{R_{max} - R_g}{R_{max}}, \quad (1.11)$$

где R_{max} – максимально возможное повреждение, при котором еще сохраняется конструкционная целостность;

R_g – полученное повреждение.

Ю. А. Бержинский [19] предложил показатель живучести определять на основе соотношения между числом поврежденных и общим количеством конструктивных элементов

$$K_S = \frac{\sum_{i=1}^m k_i(N_i - n_i)}{\sum_{i=1}^m N_i}, \quad (1.12)$$

где m – число групп элементов;

k_i – весовой коэффициент для i -й группы элементов;

N_i – общее количество конструктивных элементов i -й группы;

n_i – количество поврежденных элементов в i -й группе.

В работе [206] U. Starossek и M. Haberland предложили детерминированные показатели общего вида, учитывающие интенсивность развития повреждений после первоначального повреждения

$$R_{di} = 1 - \frac{P_d}{P_{lim}}, \quad (1.13)$$

и энергетические характеристики разрушения

$$R_e = \max \frac{E_j}{E_k}, \quad (1.14)$$

где P_d – максимальный дополнительный прирост повреждения;

P_{lim} – приемлемый прирост повреждения;

E_k – энергия, необходимая для повреждения k -го конструктивного элемента;

E_j – энергия, высвобождаемая при повреждении j -го конструктивного элемента и направленная на повреждение k -го конструктивного элемента.

M. Ghosn и др. [199] предложили детерминированные индексы живучести

$$DSR = \frac{\nu_r}{\nu_d}, RIF = \frac{\nu_r}{\nu_u}, \quad (1.15)$$

где ν_r – предельная несущая способность поврежденной конструкции; ν_d – величина проектной нагрузки; ν_u – предельная несущая способность неповрежденной конструкции.

В работах [191, 192] индексы живучести определяют в терминах жесткости конструкции

$$R_{sd} = \min \left(\frac{\det K_i}{\det K_0} \right), \quad (1.16)$$

$$\rho_s = \frac{\|s_0\|}{\|s_d\|}, \quad (1.17)$$

где $\det K_i$, $\det K_0$ – детерминанты матриц жесткости поврежденной и неповрежденной конструкции;

$\|s_0\|$, $\|s_d\|$ – нормы вектора перемещений неповрежденной и поврежденной конструкции.

В. И. Травуш [172] применил параметр живучести в виде λ_{cr} – минимальная нагрузка конструктивной системы, при которой возникают локальные повреждения или прогрессирующее разрушение в случае внезапного удаления одного конструктивного элемента.

О. В. Азжеуров [6] в качестве характеристики живучести рассматривает величину силового нагружения, при которой конструкция переходит в изменяемую систему.

Отметим, что в выше приведенных примерах живучесть систем рассматривали в детерминированной постановке проблемы. Рассмотрим также некоторые вероятностные показатели.

В. Д. Райзер [135] рассматривает индекс живучести в вероятностной постановке

$$I = \frac{\beta_{int}}{\beta_{int} - \beta_d}, \quad (1.18)$$

где β_{int}, β_d – индексы надежности неповрежденной и поврежденной конструкции;

$$\beta = \frac{\bar{R} - \bar{F}}{\sqrt{S_R^2 + S_F^2}}, \quad (1.19)$$

где \bar{R}, \bar{F} – матожидания несущей способности и нагрузки;

S_R^2, S_F^2 – дисперсии несущей способности и нагрузки.

В. В. Стружанов [167] вероятностный показатель живучести основывает на вероятности реализации различных возможных сценариев развития повреждений. Тогда функция живучести имеет вид

$$G(t) = \frac{\sum_{k=1}^{K_{ss}} g_k(t) * P_k(t)}{\sum_{k=1}^{K_{ss}} P_k(t)}, \quad (1.20)$$

где K_{ss} – количество возможных сценариев;

$P_k(t)$ – вероятность реализации k -го сценария;

$g_k(t) = 1 - \mu(t)$ – мера живучести;

$\mu(t) = 1 - \frac{n^e(t+0)}{n^e(t-0)}$ – плавность изменения несущей способности;

n^e – потенциальная энергия упругой деформации.

Н. А. Махутов и др. [115] вывели зависимость индекса живучести от соотношения рисков прямых и косвенных ущербов в виде

$$G_R = \frac{\sum_{i=1}^m R_{\text{пр}_i}}{\sum_{i=1}^m R_{\text{пр}_i} + \sum_{j=1}^n R_{\text{кос}_j}}, \quad (1.21)$$

где m – количество сценариев, в которых имеют место прямые ущербы и риски, обусловленные локальными повреждениями системы (общее количество сценариев);

n – количество сценариев, в которых имеют место прямые ущербы и риски, связанные с отказами системы в целом. Индекс характеризует живучесть как способность снижать риск непропорционального (катастрофического) разрушения в случае локального повреждения.

Таким образом, живучесть технического объекта проявляется как сложное, интегральное качество системы и количественно оценивается показателями прочности, устойчивости, риска, прямых и косвенных ущербов при его разрушении.

И. А. Таскин [170] изучал распределение усилий между ребрами и настилом в пологом сетчатом куполе.

В работе [177] Ю. Ф. Филиппова совершенно справедливо отмечает, что существующее научное знание оказывается недостаточным, чтобы с единых методических позиций прогнозировать свойства и поведение стержневых конструкций при характерных для них повреждениях и локальных разрушениях. Необходимо расширение научных знаний в области показателей, критериев, технологий анализа живучести стержневых конструкций. Думаю, что это утверждение справедливо не только к стержневым конструкциям, но и к оболочечным.

1.4 Моделирование строительных конструкций

При строительстве и реконструкции резервуарных парков возникает вопрос выбора типа (резервуар со стационарной крышей – РВС, резервуар со стационарной крышей и понтоном – РВСП, резервуар с плавающей крышей – РВСПК) и вместимости резервуаров. Исходя из опыта эксплуатации, в зависимости от температуры вспышки продукта и давления насыщенных паров тип резервуара назначается заказчиком. Единичная вместимость резервуара определяется его геометрическими размерами.

В зависимости от номинального объема резервуары подразделяют по уровню ответственности на классы:

класс КС-3а – резервуары объемом более 50 000 м³ до 120 000 м³;

класс КС-3б – резервуары объемом от 20 000 м³ до 50 000 м³ включительно;

класс КС-2а – резервуары объемом от 1000 м³ и менее 20 000 м³;

класс КС-2б – резервуары объемом менее 1000 м³.

ГОСТ 27751-2014 [48] установил рекомендованные сроки службы для резервуаров не менее 25 лет и минимальные значения коэффициента надежности по ответственности γ_n . Для классов сооружений КС-3, КС-2 и КС-1 $\gamma_n = 1,1$; $\gamma_n = 1,0$ и $\gamma_n = 0,8$ соответственно.

Вертикальный стальной резервуар можно представить в виде совокупности цилиндрической и сферической оболочек. Известно, что при проектировании (расчете на прочность и устойчивость) резервуаров данные оболочки идеализируют. Однако при строительстве резервуарные конструкции всегда имеют отклонения от проектного состояния. Вызывают научный и практический интерес вопросы прочности и устойчивости крупных оболочек, с учетом несовершенств и повреждений.

Исследование прочности и устойчивости вертикальных цилиндрических резервуаров (РВС) на натурных объектах не представляется возможным в связи со значительными их размерами, поэтому их следует моделировать.

1.4.1 Основы теории моделирования, подобия и размерностей

Моделирование, теория подобия и размерностей сооружений и инженерных процессов широко освещены в научно-технической литературе. Этому вопросу посвящены монографии [5, 54, 98, 101, 156 и др.]. Однако несмотря на многочисленные монографии и учебные пособия, теории моделирования, подобия и размерностей получают дальнейшее развитие в современных исследованиях. Так, В. А. Баженов и др. в статье [14] изложили основы метода решения статических задач геометрически нелинейного деформирования, устойчивости и закритического поведения тонких упругих неоднородных оболочек, имеющих сложную форму срединной поверхности и геометрические особенности по толщине.

А. И. Голованов [37] изложил теоретические основы моделирования больших деформаций оболочек при использовании изопараметрических конечно-элементных аппроксимаций. Физическая модель упругопластического материала основана на мультиплекативном разложении градиента полных деформаций на упругую и пластическую составляющие. Используется лагранжево описание процесса деформирования в криволинейных координатах.

А. А. Гончаров и др. [39] моделировали оболочки реакторов, сформулировали критерий разрушения оболочки в виде

$$\sum_i \frac{\Delta \varepsilon_i}{\left(\frac{\Delta L}{L_0}\right)_{KP_i}} = 1, \quad (1.22)$$

где $\Delta \varepsilon_i$ – приращение пластической деформации на i -м шаге расчета,

$\left(\frac{\Delta L}{L_0}\right)_{KP_i}$ – значение деформации при разрушении.

Н. В. Крамаренко [103] в работе дан обзор способов получения критериев подобия, приводится их классификация. Все способы сравниваются на одной задаче механики о вынужденных колебаниях груза. Такой подход позволяет сравнить трудозатраты, необходимые для вывода чисел подобия различными способами.

Л. А. Шаповалов [182] привел данные статических испытаний серии моделей пологого ($h / D < 0,1$) сферического купола при нагружении радиальной силой, распределенной по жесткой площадке. При моделировании в число определяющих параметров были включены все независимые линейные размеры купола: стрела подъема купола H , радиус основания купольной крыши a , толщина оболочки h , модуль упругости материала E , коэффициент Пуассона ν , в качестве искомой величины, критическую нагрузку на оболочку P_{kp} .

И. А. Таскин [170] представил численный метод моделирования сетчатых куполов, основанный на равенстве потенциальных энергий внешних сил при сосредоточенной, равномерно и неравномерно распределенных нагрузках. Выявлены зависимости, определяющие перераспределение усилий между ребрами и настилом в сплошном сетчатом куполе.

В. И. Тур, А. В. Тур в работе [175] численно моделировали разрушение сетчатого купола при исключении из работы одного узлового соединения при равномерном распределении нагрузки на все стержни купола. Установлено, что отказ даже одного узла в куполе представляет опасность и может привести к прогрессирующему обрушению конструкции в целом.

Проблеме моделирования оболочек посвящены диссертации. Так, А. А. Артемьева [11] разработала методику и программу для численного моделирования оболочек вращения с учетом кручения при комбинированном нагружении и больших деформациях. Методика основана на геометрически нелинейной теории оболочек типа Тимошенко и теории пластичности с изотропным и кинематическим упрочнением.

А. А. Кузнецов [107] совершенствовал методику расчета на местную устойчивость сетчатых деревянных куполов с учетом физической, геометрической и конструктивной нелинейности, а также обмятия древесины в узлах. Произвел численное моделирование НДС купола, методику расчета подтвердил физическим экспериментом.

В. А. Горохов в работе [42] показал развитие математических моделей и средств численного исследования процессов нелинейного деформирования и

разрушения элементов конструкций. Предложен вариант составной иерархической модели поврежденного материала, позволяющий исследовать взаимосвязанные процессы деформирования и разрушения конструкционных материалов при нагружении.

Б. В. Миряев [118] развил методы расчета и конструктивных решений сетчатых куполов из дерева и пластмасс на основе экспериментально-теоретических исследований. Проведены численные и физические эксперименты по исследованию напряженно-деформированного состояния сжато-изгибаемых элементов сплошного сечения. Разработаны рекомендации по совершенствованию методов расчета и конструирования рассматриваемых покрытий.

Моделирование – универсальный метод научного познания, применяемый в том случае, когда исследуемый объект имеет значительные размеры и его непосредственное изучение экономически нерентабельно.

Модель – это вспомогательный объект, отражающий особенности поведения объекта-оригинала, имеющий с ним идентичные черты и служащий для изучения его и получения о нем информации, которую затруднительно или невозможно получить непосредственно с оригинала.

Аналогия (соответствие, сходство) – позволяет сделать заключения о сходстве объектов в определенном отношении на основе их сходства в ряде иных отношений. Приемы аналогии являются базовыми для моделирования строительных конструкций. Суть моделирования заключается в исследовании не самого объекта, а заменяющей его модели. Полученные при моделировании результаты переносятся на реальный объект при условии соблюдения ряда правил.

Физическое моделирование – основывается на создании вероятностно-статистической модели явления в уменьшенных масштабах и проведение экспериментов на этой модели, является базой для современных методов моделирования. Результаты данного моделирования не отражают детальные особенности строения и свойства объекта. При использовании вероятностно-

статистических моделей в соответствие реальному объекту ставят некоторый гипотетический объект, схожий с прототипом.

Моделирование основано на теории подобия. Если при аналогии двух объектов распространение свойств одного объекта на другой носит характер предположения и нуждается в проверке, то при подобии знание свойств одного объекта означает знание свойств другого объекта.

Подобие – это полная математическая аналогия при наличии пропорциональности между сходственными переменными, неизменно сохраняющаяся при всех возможных значениях этих переменных, удовлетворяющих сходственным уравнениям.

Виды подобия. Виды подобия различают по трем основным признакам: геометрическое подобие, физическое подобие и математическое подобие [103].

Геометрическое подобие – подобность геометрических фигур по сходственным характеристикам. Так, например, треугольники подобны, если у них сходственные стороны a, b, c пропорциональны, а сходственные углы α, β, γ равны, т. е. выполняются следующие равенства:

$$\begin{cases} \frac{a_m}{a_n} = \frac{b_m}{b_n} = \frac{c_m}{c_n} = m_L; \\ \frac{\alpha_m}{\alpha_n} = \frac{\beta_m}{\beta_n} = \frac{\gamma_m}{\gamma_n} = m_\mu = 1, \end{cases} \quad (1.23)$$

где m_L и m_μ – масштабные коэффициенты, характеризующие пропорциональность сходственных параметров;

m и n – подстрочные индексы, характеризующие m – модель, n – натура.

Данный вид подобия может существовать в пространстве большей размерности трех- и более мерном.

Аффинное подобие – геометрическое подобие, при котором допускается неравенство масштабов по отдельным координатным осям. При аффинном подобии для сходственных точек в трехмерном координатном пространстве будут справедливы следующие соотношения:

$$\frac{x_i^m}{x_i^n} = m_x, \frac{y_i^m}{y_i^n} = m_y, \frac{z_i^m}{z_i^n} = m_z, m_x \neq m_y \neq m_z. \quad (1.24)$$

При этом требуется введение специальных преобразующих функций, осуществляющих взаимосвязь между координатами модели и объекта, часто нелинейных.

Геометрическое подобие можно классифицировать по степени соответствия параметров оригинала и модели: абсолютное или практическое подобие, которое может быть полным, неполным и приближенным.

Абсолютное подобие в значительной мере носит абстрактный характер. Реализуется только в геометрических построениях и в отдельных видах математического подобия.

Практическое подобие отличается от абсолютного тем, что рассматриваются не все процессы в сравниваемых объектах. В зависимости от того, какие процессы рассматриваются, различают полное, неполное и приближенное подобие.

Полное подобие – подобие протекания во времени и пространстве только тех процессов, которые существенны для данного исследования.

Неполное подобие – подобие протекания процессов только во времени или только в пространстве. Например, есть подобие деформационных процессов в пространстве, но нет подобия деформационных процессов во времени.

Приближенное подобие – характеризуется наличием допущений, приводящих к допустимым искажениям одного из процессов. Приближенное подобие может быть полным и неполным. Например, при моделировании стенки резервуара не учитываются местные отклонения от проекта (вмятины, выпучины), остаточные сварочные деформации, эксцентрикитеты между поясами.

Физическое подобие – когда одинакова физическая природа подобных явлений, то есть модель функционирует на тех же физических законах, что и сам объект [119]. Например, основным критерием механического подобия систем является критерий Ньютона

$$Ne = F^*t / (m^*u) = F^*l / (m^*u^2). \quad (1.25)$$

В случае механического подобия двух систем произведение силы F на длину l , деленное на массу m и квадрат скорости u^2 для любой пары сходственных точек реального объекта и модели, имеет одно и то же численное значение.

Математическое подобие – когда сходственные параметры сравниваемых процессов различной физической природы соответствуют друг другу. Главным при математическом моделировании является построение математической модели. Однозначных рекомендаций по вопросу их построения нет. Одним из источников информации является эксперимент.

Математическая модель создается для определенной цели. Процесс создания математической модели можно разбить на этапы:

- 1) формулируются задачи исследования;
- 2) выявляются законы или гипотезы, управляющие поведением системы, здесь могут быть факторы, которые влияют на поведение системы существенно и незначительно. Те факторы, которые влияют незначительно, отбрасываются;
- 3) законы и гипотезы записываются в форме математических соотношений, которые объединяются в некоторое формальное описание модели.

Затем необходимо исследовать эти соотношения с помощью аналитических и вычислительных методов и получить ответы на поставленные вопросы. Критерием адекватности модели служит физический эксперимент. Сравнение результатов расчета по созданной модели с результатами эксперимента позволяет получить погрешность. Анализ погрешности позволяет понять природу полученной погрешности. Погрешность может появиться в результате неадекватности математической модели, либо в результате ошибок при проведении физического эксперимента. Если модель неадекватна, ее улучшают или заменяют.

1.4.2 Моделирование резервуарных конструкций

Первые экспериментальные исследования несущей способности конструкций РВС в условиях эксплуатации были проведены В. Г. Шуховым [184]. В 1878 году под руководством В. Г. Шухова был построен и испытан первый в России клепаный вертикальный стальной резервуар для хранения нефти. На основании экспериментальных и теоретических исследований, проведенных В. Г. Шуховым, в России было начато строительство вертикальных стальных резервуаров (РВС) для хранения нефти и нефтепродуктов.

Первый сварной резервуар вместимостью 300 м³ был спроектирован, построен и исследован в 1929 году в электросварочной лаборатории Дальневосточного университета под руководством профессора В. П. Вологдина [29].

Первые отечественные сварные РВС вместимостью 4600 м³ полистовой сборки были построены в 1932–1933 годах [21, 153].

Институтом электросварки им. Е. О. Патона в 1944 году был предложен метод возведения конструкций РВС путем сборки и сварки полотнищ, предварительно изготовленных в заводских условиях с применением автоматической сварки под слоем флюса. Полотнища на заводе сворачивают в рулоны, доставляют до места монтажа, а при монтаже придают форму проектной кривизны [133, 134].

Н. Н. Дмитриев [60] показал, что полного геометрического подобия резервуаров достичь не удается, т. к. толщина стенки оболочки значительно меньше ее диаметра и высоты. Предложена теория расширенного аффинного моделирования конструкций РВС. Индикаторы подобия определяют двумя методами:

- с помощью анализа систем уравнений, описывающих НДС исследуемой конструкции резервуара;
- с помощью анализа размерностей при использовании π -теоремы.

Во втором методе отыскание индикаторов подобия основано на общих законах, на которых построена система единиц измерения величин. Однако

анализ размерностей невозможен при расширенном аффинном подобии конструкций РВС.

Известны аналитические выражения [165], устанавливающие связи между НДС резервуарных конструкций и внешними нагрузками. Эти выражения получены путем совместного рассмотрения уравнений равновесия, совместности деформаций, граничных условий, а также предельных условий по напряжениям. Таким образом, с учетом замечания по методу анализа размерностей, определение индикаторов подобия для моделирования конструкций РВС будет строиться на основе анализа уравнений.

Е. А. Егоров, Ю. В. Федоряка в работе [65] рассмотрели влияние несовершенств геометрической формы на устойчивость РВС. В качестве критерия устойчивости стенки резервуара при ветровом давлении на оболочку предложен безразмерный коэффициент

$$\lambda = q / q_{cr}; f^* = f_0 / t, \quad (1.26)$$

где q – величина внешнего давления;

q_{cr} – критическая нагрузка;

f_0 – начальная (до приложения нагрузки) величина прогиба;

t – толщина стенки оболочки.

Таким образом, рассмотрено современное состояние резервуарного парка для хранения нефти и нефтепродуктов, выявлены характерные дефекты и повреждения в резервуарных конструкциях, произведен анализ причин отказов резервуаров, произведен анализ научных работ в области исследования живучести и моделирования строительных конструкций. Установлено, что вопрос безопасности резервуаров актуален и изучен в настоящее время недостаточно.

Глава 2 Классификация повреждений и критерии живучести резервуара

2.1 Классификация повреждений резервуара

Известно, что техническое состояние системы оценивается конкретным набором значений выходных параметров, определяющих ее работоспособность. Под воздействием различных факторов, зависящих от условий изготовления и эксплуатации, эти параметры изменяют свою величину, т. е. изменяется техническое состояние системы. Таким образом, для того чтобы оценить состояние системы, необходимо определить значение ее параметров и сравнить с их допустимыми величинами.

С ростом единичной вместимости и сложности резервуаров возрастает роль прогнозирования технического состояния на некоторый будущий отрезок времени. Умение прогнозировать изменения параметров резервуарных конструкций позволит предотвратить их отказы и организовать оптимальное их обслуживание.

Одним из путей повышения эффективности эксплуатации резервуаров является переход от технического обслуживания по наработке ресурса, практикуемого в настоящее время в России, к обслуживанию по фактическому состоянию. Информационной основой, на базе которой строится обслуживание по состоянию, являются некоторые априорные сведения о закономерностях процессов дрейфа параметров и данные диагностики, характеризующие индивидуальное состояние каждого резервуара.

Полное использование этих сведений позволит качественно по-новому ставить задачу повышения живучести, решая ее для каждого резервуара индивидуально. Такой подход к эксплуатации резервуаров позволит обеспечить безопасность их функционирования, продлить ресурс и даст возможность своевременно выявлять опасные отклонения параметров. Классификация повреждений в конструкциях резервуара представлена на рисунке 2.1.

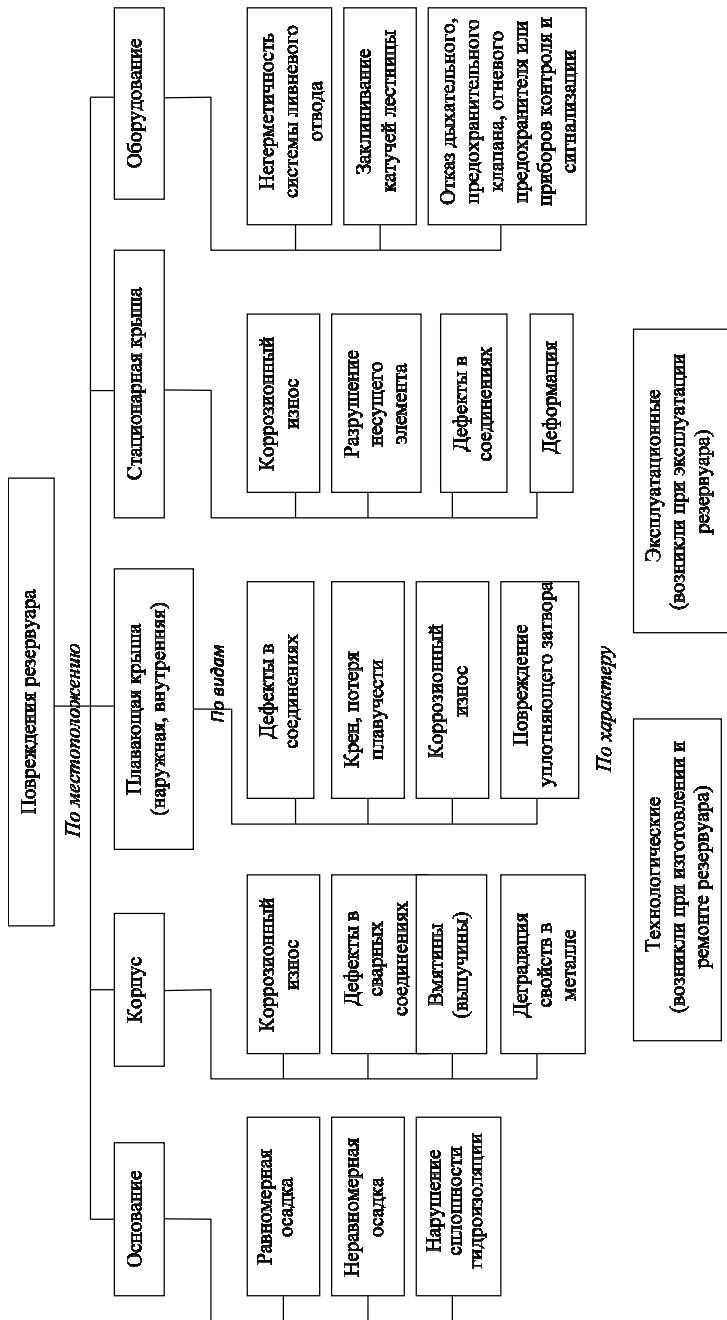


Рисунок 2.1 – Классификация повреждений резервуара

Пусть техническое состояние резервуара полностью характеризуется набором его выходных параметров $G_{11}, G_{12}, G_{13}, G_{nm}$ (рисунок 2.2). В качестве выходных параметров могут рассматриваться: толщина металла стенки, днища, кровли резервуара, прочность, ударная вязкость и пластичность металла, плавучесть и остойчивость ПП и т. д. Дрейф параметров резервуара $G = \{G_{11}, G_{12}, G_{13}, \dots, G_{nm}\}$ происходит под воздействием множества факторов, сложность учета которых заставляет рассматривать процесс изменения параметров как некоторую случайную функцию времени $G(w, t)$, $t \in T$, $w \in \Omega$. Здесь Ω – множество элементарных событий; T – интервал времени эксплуатации резервуара. На вероятностном пространстве (Ω, P) , где P – вероятностная мера, случайную функцию $G(t) = \{G_j(t)\}^n_i=0$ можно принять за общую модель дрейфа параметров резервуара.

Особенностью процесса изменения параметров $G(t)$ является его явно выраженная нелинейность, что объясняется присутствием в $G(t)$ необратимой составляющей, характеризующей процессы старения и износа материалов.

В рамках общей модели $G(t)$ задача оценки живучести резервуара сводится к прогнозированию случайного нестационарного процесса. Эта задача тесно связана с проблемой экстраполяции случайных функций, которая в классической форме выглядит следующим образом. Заданы «наблюдаемый» процесс $z(t)$, $t \in T$, и «ненаблюдаемый» случайный процесс $W(t)$, $t \in T$, статистически связанный с $z(t)$. В момент $t \in T_p$, где $T_p \in T$, известна реализация «наблюдаемого» процесса $z_l(t)$. Требуется дать точечную оценку «ненаблюдаемой» случайной функции $W(t)$ для будущего момента времени τ , $\tau \in T \setminus T_p$, по известной реализации $z_l(t)$, где T_p – интервал контроля.

Одной из наиболее распространенных моделей, описывающих случайный процесс необратимых изменений параметров, является $G(t) = a_0 \exp\{-a_1(t - t_0)\}$, где a_i – случайная величина.

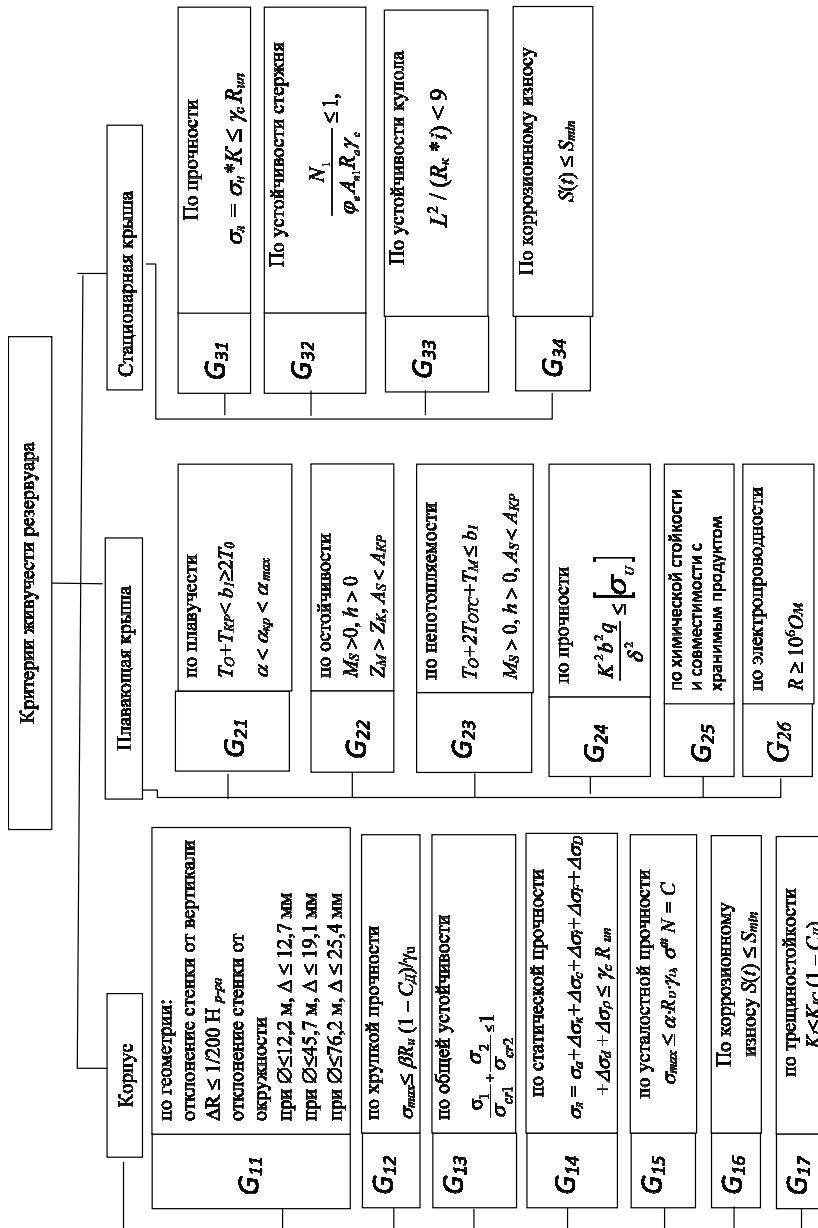


Рисунок 2.2 – Критерии живучести резервуара

Количественно живучесть резервуарных конструкций будем определять путем сравнения параметров состояния конструкций на время диагностики с предельным их состоянием:

$$G \in [G_H, G_B];$$
$$P\{G \in [G_H, G_B], t_H\} \geq P_{om}, \quad (2.1)$$

где G_H, G_B – предельно допустимые регламентированные значения параметров (границы поля допуска), нижнее и верхнее соответственно;

P_{om} – требуемая вероятность безотказной работы резервуара по параметру G .

Понятие предельного состояния, соответствующего исчерпанию ресурса, также допускает различное толкование. В одних случаях это может быть моральный износ оборудования, в других – снижение его эффективности, которое делает дальнейшую эксплуатацию экономически невыгодной, в-третьих – снижение показателей безопасности ниже предельно допустимого уровня. В нашем случае рассматриваем только последний аспект проблемы и принимаем, что предельным состоянием резервуара является такое состояние, при котором не обеспечивается требуемая безопасность эксплуатации.

Прогнозирование остаточного ресурса конструкций предусматривает установление качественных и количественных закономерностей влияния различных факторов на их эксплуатационные свойства. Живучесть конструкции следует определять на стадиях проектирования, сооружения и эксплуатации резервуара. На каждой из стадий живучесть резервуара определяется рядом факторов (рисунок 2.3).

За начальный момент времени при расчете ресурса принимаем время ввода резервуара в эксплуатацию. При диагностике и решении вопроса о возможности дальнейшей эксплуатации резервуара будем определять остаточный ресурс, то есть время или количество циклов до предельного состояния конструкции.

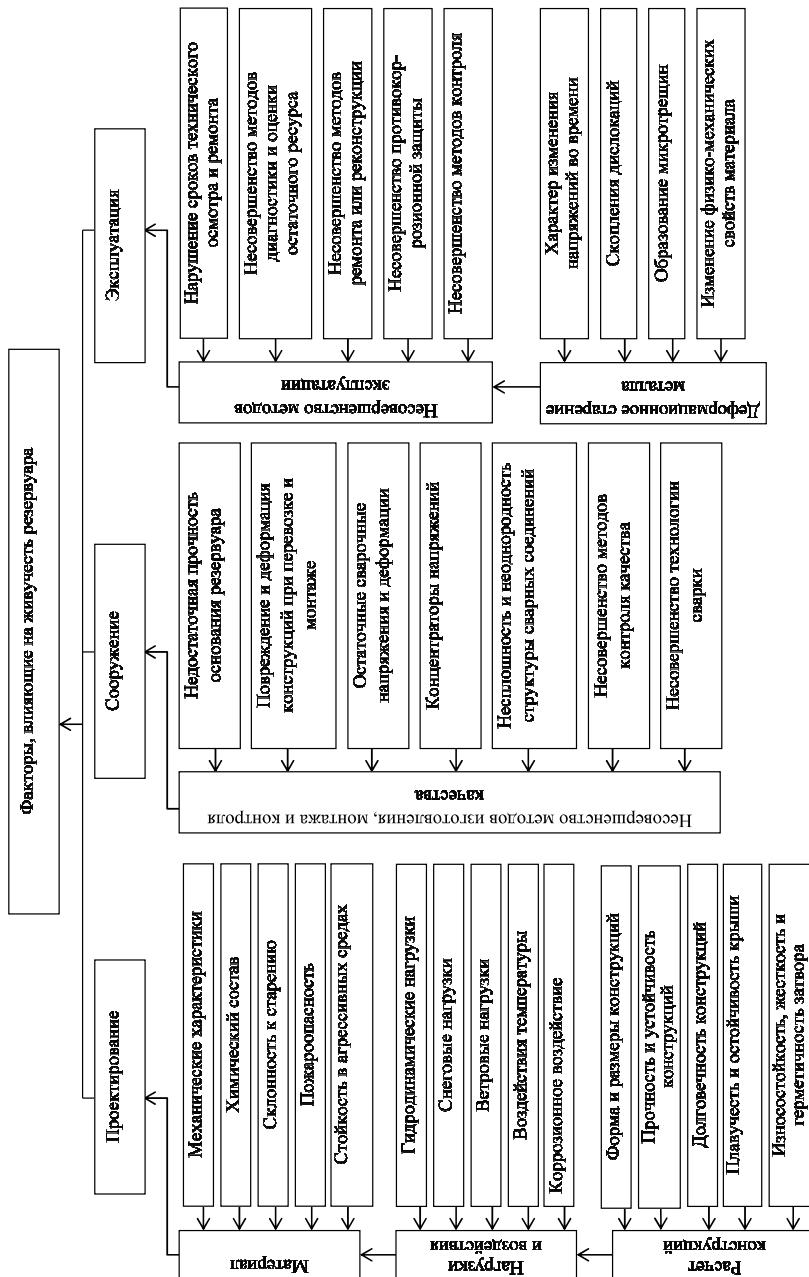


Рисунок 2.3 – Факторы, влияющие на живучесть резервуара

Живучесть резервуарных конструкций необходимо определить на стадии проектирования. При этом основными факторами, влияющими на живучесть конструкций, являются: выбор материалов, достоверность определения нагрузок и воздействий, близость расчетных моделей к истине, а также полнота расчетов.

Живучесть резервуарных конструкций определяется, кроме того, совершенством методов изготовления, монтажа и контроля качества на стадии сооружения. Несовершенство методов и ошибки при сооружении обуславливают образование и развитие дефектов в конструкции.

На стадии эксплуатации остаточный ресурс резервуаров определяется совершенством методов эксплуатации и деградацией свойств материала при коррозионном воздействии среды. Последний фактор в настоящее время недостаточно изучен.

Живучесть резервуара можно охарактеризовать совокупностью признаков: статическая прочность, устойчивость, выносливость и трещиностойкость крыши и корпуса, плавучесть, остойчивость и непотопляемость плавающего покрытия, износостойкость и герметичность затвора, а также деформационное старение металла.

2.2 Критерии живучести резервуара

Критерий статической прочности. Известен расчет стенки резервуара на прочность [46, 159, 162], где напряжения в стенке резервуара, вызванные постоянно действующими и временными нагрузками, не должны превышать расчетного сопротивления стали. Известен также расчет стенки резервуара с переменной толщиной поясов с учетом краевого эффекта в стыковых сварных соединениях между поясами [197]. В работе [21] представлен расчет нижнего и верхнего поясов резервуара с плавающей крышей. Вышеперечисленные методы расчета резервуара на прочность основаны на оценке напряженно-деформированного состояния металла конструкции и сравнении его с расчетным сопротивлением:

$$\sigma < R_y. \quad (2.2)$$

Расчетное сопротивление при растяжении зависит от нормативного сопротивления стали по пределу текучести σ_{yn} , которое определяют путем испытания образцов из стали на кратковременную прочность. Недостаток знаний о действительном состоянии металла компенсируют коэффициентом надежности по металлу γ_m . Тогда $R_y = R_{yn} / \gamma_m$. Для стали по ГОСТ 14637-89, например, Ст 3, $\gamma_m = 1,05$. Для стали по ГОСТ 19281-2014 с пределом текучести свыше 380 МПа, например 16Г2АФ, $\gamma_m = 1,1$. Для стали с пределом текучести менее 380 МПа, например 09Г2С, $\gamma_m = 1,05$. При определении толщины стенки резервуара недостаток знаний о действительных условиях работы конструкции компенсируют введением в расчет коэффициента условий работы γ_c . Для нижнего пояса стенки резервуара принимают $\gamma_c = 0,7$; для остальных поясов $\gamma_c = 0,8$. Таким образом, расчетный запас прочности стенки резервуара, без учета коэффициентов запаса по нагрузкам, достигает 70 %.

Однако рассмотренные методы расчета РВС на прочность не учитывают изменение механических характеристик сталей (деградацию свойств) во времени. Кроме того, до настоящего времени при оценке остаточного ресурса резервуара не уделяют должного внимания наличию сварочных дефектов и повреждений в конструкциях. В качестве критерия живучести стенки резервуара при расчетном и за расчетным сроком эксплуатации, при наличии дефектов и повреждений в конструкциях можно принять выражение

$$R = K_{ij} * R_{yn}(\tau), \quad (2.3)$$

где R – расчетный параметр прочности, МПа;

K_{ij} – параметр, характеризующий степень поврежденности конструкции;

$R_{yn}(\tau)$ – нормативное сопротивление материала после длительной эксплуатации во время τ .

Критерий устойчивости. При проектировании и диагностике РВС производят проверочный расчет стенки на устойчивость по [46]. Особенности расчета на устойчивость корпуса резервуара с плавающей крышей представлены в работе В. Л. Березина и В. Е. Шутова [21]. Однако данный метод расчета не

учитывает геометрические несовершенства оболочки. Очевидно, что результаты расчета будут представлять собой только первое приближение к истинной устойчивости оболочки. Исследованием несущей способности конструкций стальных резервуаров с учетом начальных отклонений от проектной формы и пластических деформаций, возникших при их изготовлении, монтаже и эксплуатации занимался М. К. Сафарян. В работе [154] представлены результаты исследования геометрической формы стенки и рекомендованы допустимые отклонения.

Предполагаем, что у цилиндрических оболочек, испытывающих действие внешнего атмосферного и внутреннего гидростатического давления, чувствительность к несовершенствам зависит в первую очередь от осевой составляющей внешней нагрузки. Исследования В. Б. Галеева [32] позволили установить влияние различного вида отклонений геометрических параметров резервуара на его напряженно-деформированное состояние.

В статистической теории оболочек одной из важнейших проблем является определение влияния первоначальных дефектов поверхности на работу оболочки. Напряжения и перемещения оболочки в значительной мере зависят от первоначальной деформации поверхности. Ж. Орлик считает, что на перемещения и напряжения в оболочке, кроме амплитуды, влияет также длина полуволны первоначальных деформаций.

Исследование влияния угловых деформаций в монтажных стыках стенок резервуаров на малоцикловую усталость занимались В. М. Никиреев и др. [122]. На основании результатов исследований разработаны требования к угловым деформациям монтажных стыков резервуаров вместимостью 20 тыс. м³ и рекомендации по усилению сварных соединений. В зависимости от наибольшей разницы уровня продукта и среднемесячного числа циклов установлены допустимые стрелки прогиба на базе 0,5 м (таблица 2.1).

С целью повышения надежности резервуара с угловыми деформациями авторы предложили усиливать деформированные монтажные стыки горизонтальными ребрами жесткости.

Таблица 2.1 – Допустимая величина прогиба $f_{0.5}$

Число циклов N_m	> 90	90–60	60–30	30–20
$f_{0.5}$, мм	7	8	9	11

В работе [122] показано снижение выносливости вертикального монтажного стыка при увеличении угла прогиба γ . Установлено, что при $\gamma < 3^0$ и рабочих напряжениях $\sigma_o < 0,5 \sigma_T$ предельное число циклов нагружения превышает 20 тысяч. С увеличением отношения σ_o / σ_T оно уменьшается. Так, для стали 09Г2С, при $\gamma = 2^0$ предельное число циклов снижается с 42 000 ($\sigma_o / \sigma_T = 0,6$) до 7000. Примерно такое же снижение предельного числа циклов наблюдается при увеличении γ с 2 до 3^0 при ($\sigma_o / \sigma_T = \text{const}$). Угловатость в 4^0 , что соответствует стрелке прогиба 20 мм на базе 500 мм, снижает предельное число циклов до 400, при $\sigma_o / \sigma_T = 0,6$.

Сверхнормативное отклонение геометрической формы стенки резервуара и плавающего покрытия от проектных значений в виде вмятин, выпучин, эллиптичности и т. п. может привести к заклиниванию плавающего покрытия и отказу. В работе в этой связи критерием работоспособности резервуара с плавающим покрытием принято выражение:

$$R_{np} - \Delta R > R(t) > R_{np} + \Delta R, \quad (2.4)$$

где $R(t)$ – фактический радиус резервуара или плавающего покрытия при наработке t ;

R_{np} – проектный радиус резервуара или плавающего покрытия;

ΔR – допустимое отклонение радиуса от проектной величины.

Для оценки живучести стенки резервуара по критерию устойчивости при одновременном воздействии вертикальных и горизонтальных нагрузок на стенку резервуара можно использовать общезвестное выражение

$$\sigma_1 / \sigma_{cr1} + \sigma_2 / \sigma_{cr2} \leq \chi, \quad (2.5)$$

где σ_1, σ_2 – расчетные меридиональные и кольцевые напряжения в оболочке соответственно;

$\sigma_{cr1}, \sigma_{cr2}$ – критические напряжения;

γ – коэффициент условия работы. Принято [159], что $\gamma = 1$.

Однако устойчивость конструкции следует определять с учетом геометрической нелинейности оболочки, следовательно, в формулу следует ввести параметр, характеризующий поврежденность конструкции K_{ij} .

Критерий трещиностойкости. В практике эксплуатации резервуаров известны случаи хрупкого разрушения конструкций. Внезапные аварии резервуаров в результате хрупкого разрушения металла редки, но ввиду своей внезапности они чрезвычайно опасны и, как правило, влекут за собой человеческие жертвы и сопровождаются значительными экономическими последствиями. Появление хрупких трещин в металле обусловлено критической комбинацией нагрузок и наличием несовершенств в конструкции. В структуре основного металла трещиноподобные дефекты встречаются крайне редко, но их наличие очень опасно, потому что они быстро распространяются при нагрузках, значительно ниже предельно допустимых.

При сварке и выполнении ряда других технологических операций возникают дефекты, напряжения и деформации в конструкции, образуются зоны концентрации напряжений и местной потери устойчивости. В таких условиях традиционные методы расчета прочности конструкций, основанные на науке о сопротивлении материалов, оказываются уже недостаточными. Дополнительно необходимо проводить расчеты на малоцикловую долговечность и трещиностойкость [113].

В рамках линейной механики разрушения при статическом нагружении конструкции в качестве критерия живучести резервуара можно принять условие

$$K_1 < K_{1C}, \quad (2.6)$$

где K_1 – коэффициент интенсивности напряжений;

K_{1C} – критическое значение K_1 .

Вместе с тем правомерность применения критерия линейной механики разрушения вытекает из условия, что размеры зон пластических деформаций r были существенно меньше размеров трещин L ($r < 0,05...0,1L$). Такое условие

выполняется только при номинальных напряжениях σ_n в зоне трещины порядка (0,3...0,6) σ_t . Однако общеизвестно, что в зоне сварного соединения остаточные напряжения могут достигать σ_t , а радиографические методы контроля сварных соединений позволяют выявить дефекты размером не менее 0,1 мм. Кроме того, Н. А. Махутов [113] отмечает, что при $0,8 \sigma_t < \sigma_n < 1,2 \sigma_t$ и $L \leq 2...10$ мм использование уравнений и критериев линейной механики разрушения становится необоснованным.

Для фактических уровней напряжений $0,6 \sigma_t \leq \sigma_n \leq 1,5 \sigma_t$ Н. А. Махутов рекомендует вместо коэффициентов интенсивности напряжений пользоваться коэффициентами интенсивности деформаций K_{IL} и K_{ILC} . Важной особенностью является то, что деформационные критерии определяются в рамках нелинейной механики разрушения при сравнительно близких к реальным размерам дефектов (0,05...0,1) от толщины элемента.

Критерии малоцикловой прочности. В настоящее время стало общепринятым фактом, что РВС работают в условиях малоциклового нагружения. Современное воззрение на выносливость металлов, работающих в контакте с агрессивной средой, основано на исследованиях влияния физико-химических факторов на процессы деформации и разрушения. Открытие П. А. Ребиндером адсорбционного эффекта [142] и дальнейшая разработка этих вопросов Г. В. Карпенко, Э. М. Гутманом и др. применительно к усталости металлов позволили пересмотреть ранее сложившиеся взгляды на эту проблему.

Взаимодействующая с металлом среда вызывает в нем обратимые и необратимые явления, а при движении среды в металле может возникнуть кавитационное или эрозионное разрушение. Г. В. Карпенко [91], основываясь на том, что первичным механизмом разрушения является адсорбционный процесс, разработал адсорбционно-электрохимическую теорию коррозионной усталости, предложил оригинальный механизм адсорбционной усталости. Установлено, что на выносливость стали в значительной мере влияет природа и состояние среды, а также физико-механические свойства стали. Закономерности усталости, полученные при испытании на воздухе, нельзя автоматически переносить в

условия контакта металла с коррозионной средой. Для качественного определения закономерностей необходимы соответствующие эксперименты.

Общую структуру модели усталостной долговечности можно представить, вводя меру повреждения

$$dr / dN = f (\sigma(N), \varepsilon(N), \lambda(N), \mu(N), z(N), T(N)), \quad (2.7)$$

где $\sigma(N)$ и $\varepsilon(N)$ – векторы, содержащие компоненты напряженного и деформированного состояния;

$\lambda(N)$ – вектор параметров, характеризующих конструкционную прочность;

$\mu(N)$ – вектор параметров, отражающих нагрузки;

$z(N)$ – вектор параметров, характеризующих воздействие коррозионной среды;

$T(N)$ – вектор параметров, характеризующих воздействие температуры.

Интегрируя выражение (2.7) по количеству циклов N до момента предельного состояния конструкции, получим

$$r(N) = \int f (\sigma(N), \varepsilon(N), \lambda(N), \mu(N), z(N), T(N)) dN = 1, \quad (2.8)$$

где N – число циклов нагружения до предельного состояния.

Для описания зависимости между напряжением σ и долговечностью N в условиях малоцикловой прочности можно воспользоваться зависимостью, предложенной Вейбулом,

$$\sigma^m N = C = const, \quad (2.9)$$

где m и C – параметры, характеризующие состояние металла.

Критерий коррозионного износа. К числу важнейших факторов, определяющих живучесть резервуара, относится коррозия. Применительно к стенке резервуара необходимо рассматривать коррозионный износ при малоциклическом воздействии нагрузок. Достаточно полного представления о механизме коррозионного износа при малоциклических нагрузках к настоящему времени нет, однако обширные экспериментальные исследования, проведенные в различных областях техники, позволяют выделить основные элементы данного явления:

– коррозионный износ оказывает влияние на сопротивление металла усталости, приводит к росту напряжений в конструкции при неизменных внешних нагрузках;

– на внутренней поверхности корпуса резервуара в большей степени подвержены коррозии уторовый шов и области, к нему примыкающие, а также верхний пояс стенки и кровля;

– на внутренней поверхности первого пояса неоднократно были обнаружены коррозионные язвы, обусловленные электрохимической неоднородностью металла. Коррозионные язвы являются концентраторами напряжений и способствуют возникновению усталостных трещин;

– наиболее напряженные участки избирательно растворяются в коррозионной среде вследствие электрической поляризации металла. Зоны сварных соединений наиболее деформированы и поэтому оказываются анодами, а области металла, относительно мало напряженные, – катодами.

В результате деформирования металла происходит разрушение пленки окислов на поверхности, что способствует контакту металла со средой. Кроме того, уменьшение поверхностной энергии вследствие адсорбции элементов среды снижает энергетический барьер для дислокаций и способствует их выходу на поверхность и образованию трещин.

Допустимые величины коррозионного износа элементов конструкций в зависимости от вместимости резервуара представлены в отраслевых нормативных документах. Живучесть резервуара по критерию коррозионного износа можно выразить условием:

$$S(t) > S_{min}, \quad (2.10)$$

где $S(t)$ – толщина элемента резервуара при наработке t ;

S_{min} – предельно допустимая толщина элемента.

Живучесть покрытия резервуара по критерию плавучести. При проектировании плавающего покрытия резервуара возникает необходимость в удовлетворении двум противоположным требованиям: с одной стороны, для

повышения живучести металлического покрытия необходимо увеличить количество герметичных отсеков, что приводит к увеличению массы и трудоемкости его изготовления и монтажа, с другой стороны, изделие должно быть конкурентоспособным, а, следовательно, иметь минимальный вес и относительную дешевизну. Таким образом, при проектировании плавающего покрытия резервуара следует стремиться к оптимальному удовлетворению обоих требований, при этом доминирующим является обеспечение живучести конструкции [79].

Состояние плавающего покрытия резервуара, при котором оно предотвращает потери от испарения, определяется его непроницаемостью, плавучестью, остойчивостью и непотопляемостью.

Под плавучестью покрытия резервуара будем понимать его способность плавать в заданном положении относительно поверхности жидкости. На плавающее тело действуют две категории сил: сила тяжести и сила поддержания. Сила тяжести G представляет собой результирующую всех сил, вызванных постоянно действующими и временными нагрузками. Сила тяжести приложена в центре тяжести (ЦТ) и направлена вертикально вниз. Сила плавучести (поддержания) численно равна произведению плотности жидкости $\rho_{\text{ж}}$ на ускорение свободного падения g и погруженный объем V_p и является результирующей сил давления жидкости на погруженную часть плавающего покрытия. Примем, что сила поддержания направлена всегда вертикально вверх и результирующая ее приложена в ЦТ объема покрытия, погруженного в жидкость. Центр тяжести объема, погруженного в жидкость, в дальнейшем будем называть центром величины (ЦВ). В соответствии с законом Архимеда $G = \rho_{\text{ж}} g V_p$. Равновесие плавающего покрытия наступит только тогда, когда обе силы не только равны по величине, но и лежат на одной вертикали.

Критерием живучести плавающего покрытия резервуара по плавучести будет выражение:

$$G \pm F_{mp} = V_p \gamma_{\text{ж}};$$

$$x_k = x_c;$$

$$T < b_1, \quad (2.11)$$

где F_{mp} – сила трения уплотняющего затвора о стенку резервуара, Н;

γ_h – удельный вес нефти (нефтепродукта), Н/м³;

x_k, x_c – координаты центра тяжести и величины соответственно, м;

T – глубина погружения плавающего покрытия, м;

b_1 – высота борта покрытия, м.

Для однодисковых плавающих покрытий объем вытесненной жидкости состоит из суммы объемов жидкости, вытесненной центральной частью V_1 и pontонным кольцом V_2 :

$$\begin{aligned} V_1 &= \pi R_2^2 (T_0 - z_1); \\ V_2 &= \pi (R_1^2 - R_2^2) (T_0 - 0,5z_2); \\ V_p &= \pi (R_2^2 (T_0 - z_1) + (R_1^2 - R_2^2) (T_0 - 0,5z_2)), \end{aligned} \quad (2.12)$$

где T_0 – глубина погружения pontонного кольца от собственного веса, м;

R_1, R_2 – радиус центральной части и pontонного кольца ПП соответственно, м;

z_1 – аппликата примыкания мембранны к pontонному кольцу ПП, м;

z_2 – аппликата нижней стенки pontонного кольца, м. При $x = R_2$, принимают $z_2 = 0,085$ м.

Аппликату примыкания центральной части к pontонному кольцу ПП можно вычислить из условия равенства нулю момента, возникающего между центральной частью и pontонным кольцом, при погружении ПП в жидкость. Для чего определим глубину погружения pontонного кольца от собственного веса

$$T_0 = (k_1 g (P_k + P_y) + F_{mp}) / (\pi \gamma_h (R_1^2 - R_2^2)) + 0,5z_2, \quad (2.13)$$

где k_1 – коэффициент перегрузки, $k_1 = 1,2$,

P_k – масса pontонного кольца, т;

P_y – масса уплотняющего затвора, т.

Глубину погружения центральной части ПП в жидкость можно вычислить из соотношения:

$$P_m g k_1 = V_1 \gamma_h, \quad (2.14)$$

где P_m – масса центральной части (мембранны) покрытия, т.

Таким образом, аппликату примыкания центральной части ПП к pontонному кольцу можно определить из выражения

$$z_1 = T_0 - P_m g k_1 / (\pi R_2^2 \gamma_h). \quad (2.15)$$

В случае разгерметизации мембранны плавучесть покрытия будет обеспечиваться только pontонным кольцом и покрытие погрузится в жидкость на глубину T_1 , м

$$T_1 = T_0 + T_2, \quad (2.16)$$

где T_2 – глубина погружения покрытия от веса взвешенной центральной части, м;

$$T_2 = G_1 / (\pi \gamma_h (R_1^2 - R_2^2)), \quad (2.17)$$

G_1 – вес взвешенной центральной части ПП, кН

$$G_1 = P_m g (\rho_m - \rho_h) / \rho_m, \quad (2.18)$$

ρ_m – плотность материала плавающего покрытия, т/м³.

Координаты центра величины покрытия при прямой его посадке в жидкость можно охарактеризовать следующим выражением:

$$\begin{aligned} x_{c0} &= y_{c0} = 0; \\ z_{c0} &= \Sigma \omega_i z_i / \Sigma \omega_i, \end{aligned} \quad (2.19)$$

где ω_i и z_i – площадь и координата центра тяжести элементарной фигуры в диаметральной плоскости, погруженной в жидкость,

$$z_{c0} = 0,5((T_0^2 - z_1^2)R_1 + 0,67z_2^2(R_1 - R_2)) / (R_2(T_0 - z_1) + (R_1 - R_2)(T_0 - z_2)). \quad (2.20)$$

Для характеристики погруженной в жидкость части покрытия могут служить коэффициенты полноты покрытия δ и метacentрический радиус r

$$\begin{aligned} \delta &= V_p / (\pi R_1^2 T_0), \\ r &= J_y / V_p, \end{aligned} \quad (2.21)$$

где $J_y = J_x = \pi R_1^4 / 4$ – момент инерции плоскости относительно осей y и x .

Плавучесть покрытия при прямой его посадке будет обеспечена при $T_1 < b_1$. Тогда запас плавучести покрытия $3 = b_1 - T_1$, а коэффициент запаса плавучести:

$$k_{3n} = 3 / b_1. \quad (2.22)$$

Живучесть плавающего покрытия (ПП) по критерию остойчивости.

Под остойчивостью ПП резервуара будем понимать его способность принимать равновесное положение, устойчивое в отношении угловых отклонений. Теория остойчивости изучает поведение тела в результате приложения кренящего момента, плоскость действия которого вертикальна. Вертикальную плоскость, в которой происходят наклонения, называют плоскостью наклонения, а линию пересечения двух ватерлиний, перпендикулярную этой плоскости, – осью наклонения. Плоскость, ограниченную ватерлинией как контуром, называют плоскостью плавания.

Применительно к ПП резервуара следует рассматривать три составляющих остойчивости: начальную, статическую и динамическую. Начальная остойчивость ПП вытекает из условия, что при малых наклонениях ЦВ переместится из точки C_0 в С по окружности с центром кривизны в точке М и радиусом кривизны r (рисунок 2.4, а). При этом $\sin \alpha \approx \alpha$ и $\cos \alpha \approx 1$. Согласно теореме Эйлера при малых равнообъемных наклонениях ось наклонений проходит через ЦТ площади ватерлинии.

Остойчивость ПП обеспечивается тем, что после крена образуется пара сил G и Q , которые стремятся уничтожить крен. Им препятствует момент сил, вызванный трением затвора о стенку резервуара M_{tp} (рисунок 2.4, б).

Отсутствие остойчивости ПП объясняется тем, что после крена образуется пара сил G и Q , стремящихся повернуть покрытие в сторону крена. Им также противодействует M_{tp} . Плавающее покрытие резервуара перестает быть остойчивым, когда метацентр M расположен ниже ЦТ, а метацентрический радиус $r < e$ (рисунок 2.4, с). Из общей теории корабля известно, что для обеспечения остойчивости плавающего тела необходимо, чтобы расстояние между центрами тяжести и величины было менее длины метацентрического радиуса r . Так как $r - e \approx h$, то условие начальной остойчивости примет вид

$$h_0 > 0, \quad (2.23)$$

где h_0 – начальная метацентрическая высота, м.

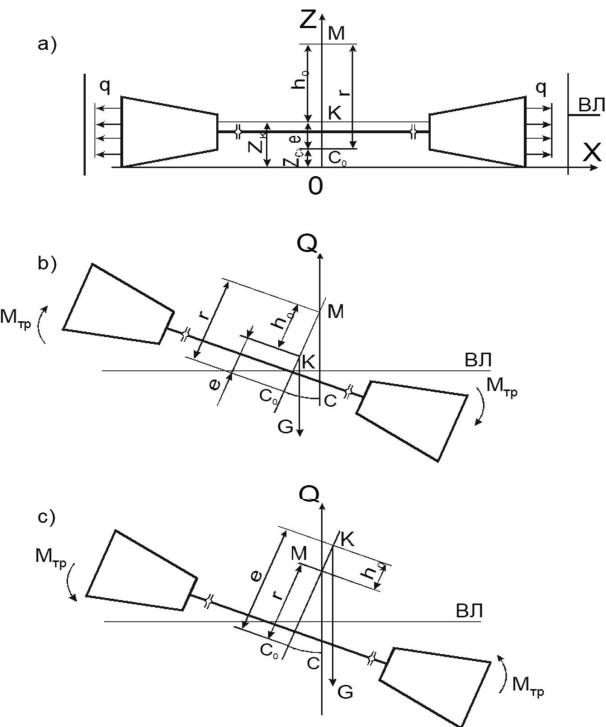


Рисунок 2.4 – Расчетная схема остойчивости плавающего покрытия:

а – нагрузки и воздействия, б – остойчивое состояние, в – неостойчивое состояние

Таким образом, необходимым условием для обеспечения живучести плавающего покрытия резервуара будет выражение (2.23).

Вторым не менее важным критерием живучести ПП является статическая остойчивость. Пусть под воздействием неравномерно распределенных нагрузок образуется крен ПП на некоторый угол α . При этом центр тяжести покрытия находится в точке К, а ЦВ переместится из точки C_0 в С (рисунок 2.5).

Результирующая сила тяжести G , приложенная в центре тяжести ПП, и результирующая сила плавучести $Q = \gamma_u V_p$, проходящая через точку С, образуют пару сил с восстанавливающим моментом $M_S = Q L_4$, где L_4 – плечо статической остойчивости.

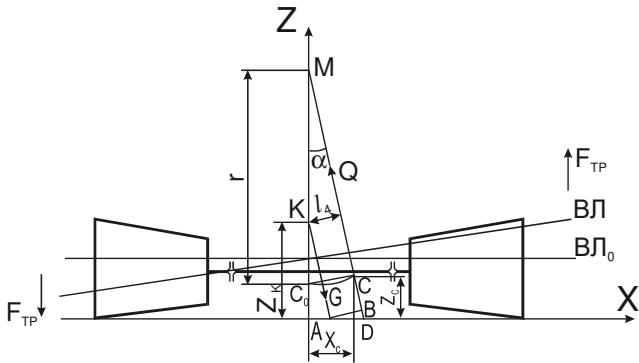


Рисунок 2.5 – Расчетная схема статической остойчивости крыши

Тогда условием статической остойчивости при крене ПП на угол α будет выражение:

$$dM_{kp} / d\alpha < dM_S / d\alpha + dM_{tp} / d\alpha, \quad (2.24)$$

либо при $M_{kp} = const, M_{tp} = const, dM_S / d\alpha > 0,$

где M_{kp} – кренящий момент;

M_{tp} – момент, вызванный трением затвора о стенку резервуара.

Плечо статической остойчивости

$$L_4 = AB \cos \alpha; AB = OB - OA; OB = x_c + DB; DB = z_c \operatorname{tg} \alpha; OA = z_k \operatorname{tg} \alpha.$$

Тогда

$$L_4 = (x_c + z_c \operatorname{tg} \alpha - z_k \operatorname{tg} \alpha) \cos \alpha,$$

$$\text{или } L_4 = x_c \cos \alpha + z_c \sin \alpha - z_k \sin \alpha, \quad (2.25)$$

Окончательно выражение, определяющее восстанавливающий момент, M_S будет иметь вид:

$$M_S = V_p \gamma_u (x_c \cos \alpha + z_c \sin \alpha - z_k \sin \alpha). \quad (2.26)$$

Динамическую составляющую остойчивости ПП можно оценить путем сопоставления работ кренящего и восстанавливающего моментов. Работу кренящего момента при наклонении ПП на некоторый угол α можно выразить формулой:

$$A_{kp} = \int_0^{\alpha} (M_{kp} + M_{tp}) d\alpha, \quad (2.27)$$

аналогично, работа восстанавливющего момента

$$A_S = \int_0^{\alpha} (M_S + M_{tp}) d\alpha, \quad (2.28)$$

В случае если динамическое наклонение ПП происходит от некоторого начального угла α_0 , то работу восстанавливющего момента можно определить по формуле

$$A_S = \int_{\alpha_0}^{\alpha} (M_S + M_{tp}) d\alpha = \int_0^{\alpha} (M_S + M_{tp}) d\alpha - \int_0^{\alpha_0} (M_S + M_{tp}) d\alpha. \quad (2.29)$$

На основании закона о сохранении энергии можно принять, что при крене ПП на некоторый угол α , критерием динамической остойчивости будет неравенство $A_S < A_{kp}$.

Живучесть ПП резервуара по критерию непотопляемости. Под непотопляемостью плавающего покрытия резервуара будем понимать способность покрытия сохранять плавучесть при затоплении заданного числа отсеков и центральной части.

В теории корабля применяют два метода расчета характеристик аварийного объекта: метод приема груза и метод постоянного водоизмещения. Необходимо отметить, что второй метод применяют для отсеков, сообщающихся с окружающей жидкостью и воздухом. Такие отсеки являются наиболее опасными с точки зрения потери плавучести и остойчивости плавающего тела. Поскольку здесь решаются вопросы безопасности плавающих покрытий, то имеет смысл с некоторым запасом затапливаемые отсеки считать именно таковыми. В дальнейшем расчет характеристик поврежденного плавающего покрытия будем производить по методу постоянного водоизмещения.

Физический смысл метода заключается в том, что затопленные отсеки полностью исключаются из водоизмещенного объема покрытия. При этом теряется часть площади ватерлинии, часть водоизмещенного объема, но массовое водоизмещение и положение центра тяжести остаются прежними.

Потеря части объемного водоизмещения должна компенсироваться притоплением покрытия на величину δT и приобретением дополнительного объема δV в районе ватерлинии (рисунок 2.6). Действующая площадь ватерлинии будет равна:

$$S_{\text{вл}} = S - s, \quad (2.30)$$

где S – начальная площадь ватерлинии;

s – потерянная площадь ватерлинии.

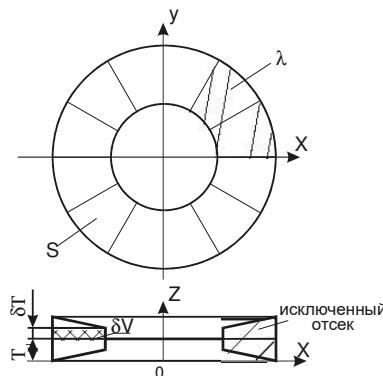


Рисунок 2.6 – Схема исключения и добавления объемов

Изменение осадки ПП будет равно $\delta T = v / (S - s)$, что предполагает прямостенность борта покрытия в районе ватерлинии. Здесь v – суммарный объем затопленных отсеков по начальную ватерлинию. Если затопленные объемы велики или предположение о прямостенности неприменимо, можно воспользоваться графическим методом определения осадки по кривым элементов теоретического чертежа (рисунок 2.7). С помощью кривой $V(z) - v(z)$ для водоизмещения V можно определить новую осадку T_1 и приращение δT .

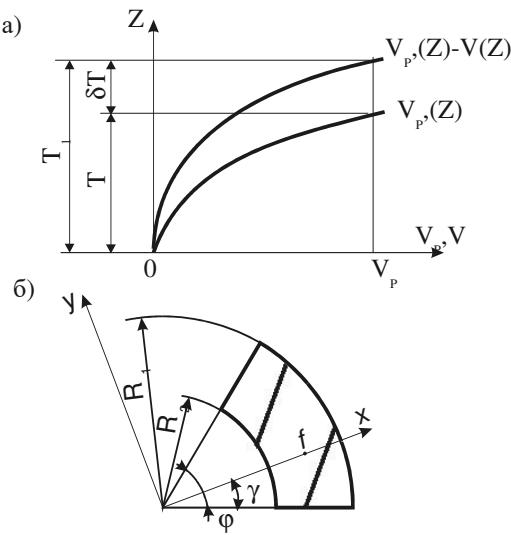


Рисунок 2.7 – Схемы определения осадки поврежденной крыши (а) и характеристики отсека понтонного кольца (б)

Координаты ЦТ поврежденной ватерлинии можно определить по зависимостям:

$$\begin{aligned} x_{f1} &= -x_s s / (S - s); \\ y_{f1} &= -y_s s / (S - s), \end{aligned} \quad (2.31)$$

где x_s, y_s – координаты ЦТ потерянной площади ВЛ.

Моменты инерции площади поврежденной ватерлинии:

$$\begin{aligned} J_{x1} &= J_x - i_x - s y_s^2 - (S - s) y_{f1}^2; \\ J_{y1} &= J_y - i_y - s x_s^2 - (S - s) x_{f1}^2, \end{aligned} \quad (2.32)$$

где i_x, i_y – момент инерции потерянной площади ВЛ относительно собственных центральных осей.

Новые метацентрические радиусы:

$$\rho_{lx} = J_{x1} / V; \rho_{ly} = J_{y1} / V. \quad (2.33)$$

Новые координаты центра величины:

$$\begin{aligned} x_{s1} &= -v (x_{f1} - x_v) / V; \\ y_{s1} &= v (y_{f1} - y_v) / V; \end{aligned}$$

$$z_{s1} = z_s - v (z_v - T - 0,5 \delta\Gamma) / V, \quad (2.34)$$

где x_v, y_v, z_v – координаты центра величины объема v до начальной ВЛ. Часто, с достаточной степенью точности, можно положить $x_v = x_s, y_v = y_s, z_v = z_s$.

Новые метacentрические высоты:

$$\begin{aligned} h_1 &= \rho_{lx} + z_{s1} - z_k; \\ H_1 &= \rho_{ly} + z_{s1} - z_k. \end{aligned} \quad (2.35)$$

Угол крена ПП можно определить из выражения:

$$\alpha = v y_v (1 + s / (S - s)) / (V h_1). \quad (2.36)$$

Так как начальное положение координатных осей произвольно, то оси можно выбрать так, чтобы ось ОУ проходила через ЦТ затопленных отсеков, т. е. $y_s = y_v = 0$, тогда все сводится только к наклонению относительно оси ОХ и расчеты значительно сократятся. Условие затопления верхней поверхности плавающего покрытия будет иметь вид:

$$\alpha = \alpha_{kp} = \arctan ((b_1 - T_1 - \delta\Gamma_1) / R). \quad (2.37)$$

Таким образом, критериями живучести ПП резервуара по непотопляемости будут условия:

$$T < b_1; \alpha < \alpha_{kp}. \quad (2.38)$$

Критерии живучести уплотняющего затвора. Работоспособное состояние уплотняющего затвора ПП определяется герметичностью и износостойкостью. Герметичность затвора обеспечивается плотностью его прилегания к стенке резервуара. Обобщенным параметром герметичности затвора является коэффициент герметичности K , который характеризует количество паров нефти, проходящих в течение одного часа через один метр длины затвора:

$$K = G / (L P_s), \quad (2.39)$$

где G – величина испарения продукта за единицу времени, кг/ч;

L – периметр резервуара, м;

P_s – давление насыщенных паров продукта, Па.

Современные затворы имеют $K = (0,3 \dots 0,5) \cdot 10^{-5}$ кг / (ч м Па).

Для жестких и комбинированных затворов критерием герметичности будет условие:

$$n b(N) / L > \Pi(K), \quad (2.40)$$

где n – количество пружин;

b – длина контакта пружины;

$\Pi(K)$ – удельная плотность прилегания затвора к стенке резервуара.

При трении затвора о стенку резервуара происходит его износ. Устойчивость материала затвора в условиях трения и износа при контакте с нефтепродуктом определяется режимом работы резервуара, удельным контактным давлением и механическими свойствами материала. Критерий живучести затвора в условиях износа можно описать выражением:

$$\delta(t) = q (k_1 V_1 t_1 + k_2 V_2 t_2) < \delta_{\text{пр}}, \quad (2.41)$$

где $\delta(t)$ – износ материала при наработке t , м;

q – удельное давление в контакте, Н/м²;

k_1, k_2 – константы;

V_1, V_2 – скорость ПП при движении его вверх и вниз соответственно, м/ч;

$\delta_{\text{пр}}$ – проектная толщина изделия, м.

Глава 3 Живучесть корпуса резервуара

Основоположником классического подхода при исследовании работоспособности резервуаров с учетом различных факторов является В. Л. Березин. Изучению влияния температурного воздействия и вибрации на корпус резервуара посвящены работы А. Г. Гумерова. Экспериментальные и теоретические исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) резервуаров выполнены М. К. Сафаряном, Э. М. Ясиным, В. Е. Шутовым. Исследованию влияния осадок основания и несовершенств геометрии на НДС резервуара посвящены работы В. Б. Галеева, В. В. Любушкина, А. А. Тарасенко. Изучением влияния угловатости в монтажном сварном соединении на работоспособность резервуара занимался В. М. Никиреев. Н. А. Махутов и др. [116] предложили оценку живучести сложных технических систем (объектов) производить путем анализа риска разрушения с оценкой экономических последствий. Недостатком классического подхода к оценке работоспособности резервуара является то, что авторы рассматривали влияние различных факторов на НДС резервуара без учета времени эксплуатации и деградации механических свойств в металле.

3.1 Прогнозирование живучести резервуара по критерию статической прочности

Для расчета статической прочности стенки резервуара принимают выражение:

$$\sigma_n = (n_1 \rho g (H - x) + n_2 P_u) r / \delta \leq \gamma_c R_y, \quad (3.1)$$

где σ_n – номинальные напряжения в расчетном поясе стенки резервуара, МПа;

n_1 – коэффициент перегрузки для гидростатического давления, $n_1 = 1,0$;

ρ – плотность нефтепродукта, кг/м³;

g – ускорение свободного падения, м/с²;

H – высота налива нефтепродукта, м;

x – расстояние от днища резервуара до расчетного уровня, м;

n_2 – коэффициент перегрузки для избыточного давления и вакуума, $n_2 = 1,2$;

P_u – нормативная величина избыточного давления в пространстве под кровлей резервуара, $P_u = 0,2$ КПа;

r – радиус резервуара, м;

δ – фактическая толщина стенки резервуара в расчетном поясе, м;

γ – коэффициент условия работы, для первого пояса стенки $\gamma = 0,7$, для остальных поясов $\gamma = 0,8$;

R_y – расчетное сопротивление стали по пределу текучести, $R_y = R_{yu} / \gamma_m$, МПа;

R_{yu} – нормативное сопротивление стали, МПа;

γ_m – коэффициент надежности по металлу, $\gamma_m = 1,05$.

Однако при оценке и прогнозировании остаточного ресурса резервуара расчет по данной формуле приводит к завышенным результатам с большой погрешностью. Это можно объяснить тем, что в формуле не учтено влияние повреждений в конструкциях и степень деградации металла.

3.1.1 Модель живучести стенки резервуара с учетом повреждений

Исходя из высокой энергетической стабильности кристаллической решетки, можно утверждать, что все виды разрушения, независимо от вида деформации, начинаются с элементарного акта. Под элементарным актом разрушения понимается разрыв межатомной связи в кристаллической решетке под действием локальных напряжений σ_l , превышающих предел прочности σ_b материала [13, 117, 132, 193].

Напряжения в локальной области конструкции σ_l будут определяться рядом факторов. При изготовлении, монтаже и эксплуатации резервуара в его конструкциях накапливаются повреждения. На основании гипотезы Пальмгрена – Майнера воздействие каждого повреждения на напряженность в локальной области конструкции будем считать аддитивным. Тогда модель живучести стенки резервуара по статической прочности можно записать в виде:

$$\sigma_l = \sigma_h * K \leq \gamma R_{un}. \quad (3.2)$$

Принимая, что каждый вид повреждений будет являться концентратором напряжений в локальной области конструкции и создавать дополнительные напряжения, то сумму приращений напряжения можно записать в виде функционала от параметров, изменяющихся во времени. Тогда суммарное напряжение в локальной области конструкции можно записать в виде

$$\sigma_{\text{л}} = \sigma_h + F [\Delta\sigma_k(t) + \Delta\sigma_c + \Delta\sigma_t(t) + \Delta\sigma_F + \Delta\sigma_D(t) + \Delta\sigma_d(t) + \Delta\sigma_p(t)],$$

где K – коэффициент, учитывающий поврежденность стенки резервуара,

$$K = \sum_{i=1}^n K_i, K_i = \frac{\Delta\sigma_i + \sigma_h}{\sigma_h}, \quad (3.3)$$

$R_{\text{ун}}$ – нормативное сопротивление металла, принимаемое равным минимальному значению временного сопротивления σ_B ;

σ_h – номинальные напряжения, вызванные гидростатическим и избыточным давлениями в резервуаре, МПа;

$\Delta\sigma_k$ – приращение напряжений, вызванных коррозионным повреждением металла, МПа;

$\Delta\sigma_c$ – приращение напряжений, вызванных геометрическими параметрами сварного соединения, МПа;

$\Delta\sigma_t$ – приращение напряжения, вызванное трещиноподобным дефектом в сварном соединении, МПа;

$\Delta\sigma_F$ – приращение напряжения, вызванное неметаллическим включением в сварном шве, МПа;

$\Delta\sigma_D$ – приращение напряжения, вызванное несовершенством границ зерен, МПа;

$\Delta\sigma_d$ – приращение напряжения, вызванное фрагментацией зерен, МПа;

$\Delta\sigma_p$ – приращение напряжения, вызванное скоплением дислокаций, МПа.

В научно-технической литературе широко известны общие решения, которые позволяют оценить степень концентрации напряжений, вызванных повреждениями. Известные решения в работе использованы как частный случай.

Так, Р. С. Зайнуллин [63] для оценки ресурса оборудования с учетом механохимических процессов вводит $K_{\text{ук}}$ – коэффициент усиления коррозии.

Тогда влияние коррозионной поврежденности металла на прочность резервуарных конструкций можно представить в виде:

$$\Delta\sigma_k = \sigma_u (K_{yk} - 1); \quad (3.4)$$

$$K_{yk} = \exp (K_h [\sigma] \sqrt{F_h}), \quad (3.5)$$

$$K_h = V / (\sqrt{3} RT),$$

где V – мольный объем стали, $V = 7 \text{ см}^3/\text{моль}$;

R – универсальная газовая постоянная, $R = 8,31 \text{ МДж}/\text{моль} \cdot {}^\circ\text{K}$;

T – абсолютная температура, ${}^\circ\text{K}$;

F_h – безразмерный коэффициент, $F_h = \sigma_u / [\sigma]$.

Влияние геометрических параметров сварных соединений на прочность резервуарных конструкций можно представить в виде выражения:

$$\Delta\sigma_c = \sigma_u (K_c - 1), \quad (3.6)$$

где K_c – коэффициент концентрации напряжений в сварном соединении.

Коэффициент концентрации напряжений в сварном соединении зависит от вида соединения (стыковое, нахлесточное, тавровое или угловое), формы шва, смещения кромок в стыковом соединении, угловатости соединения и наличия подрезов [150]. Для инженерных расчетов, в рамках допустимости принципа суперпозиции, А. С. Аистов и М. Ф. Фокин [7] представили обобщенный коэффициент концентрации напряжений в сварном соединении в виде:

$$K_c = \alpha_\Phi (1 + \sum_{i=1}^n K_i), \quad (3.7)$$

где α_Φ , K_1 , K_2 , K_3 – коэффициенты концентрации напряжений, зависящие от формы шва, величины смещения кромок, угловатости и подреза соответственно.

Коэффициент концентрации напряжений в сварном соединении, зависящий от формы шва, определяют по формуле:

$$\alpha_\Phi = 1 + (r_1 (14 \delta / B + 1,7 \delta / c + 5) / \delta)^{-1}, \quad (3.8)$$

где r_1 – радиус перехода от усиления шва к основному металлу;

δ – толщина металла, мм;

и c – ширина и высота усиления шва соответственно.

Коэффициент концентрации напряжений в результате смещения кромок в стыковых соединениях можно представить в виде

$$K_1 = 3 S / \delta, \quad (3.9)$$

где S – величина смещения кромок.

Коэффициент концентрации напряжений в зависимости от величины угловатости сварного соединения определяют по зависимости

$$K_2 = 6 B \operatorname{tg} \beta / \delta. \quad (3.10)$$

При наличии в сварном шве подреза величину коэффициента концентрации напряжений рассчитывают по формуле [150]

$$K_3 = 1 + 0,58 \sqrt{t/r}, \quad (3.11)$$

где t – глубина подреза;

r – радиус закругления в основании подреза.

Влияние трещин и трещиноподобных дефектов на прочность резервуарных конструкций можно описать на основании механики разрушения [201]. В зависимости от вида разрушения резервуара трещины можно классифицировать по видам: сквозные, поверхностные и внутренние. Характерные виды трещин в конструкциях резервуара представлены на рисунке 3.1.

Пусть бесконечная пластина с одиночной трещиной длиной $2l$ растягивается с равномерно распределенным напряжением σ_n перпендикулярно линии трещины. Тогда приращение напряжений в ее вершине можно оценить по коэффициенту интенсивности напряжений K_l :

$$\Delta\sigma_l = K_l = \sigma_n (\pi l)^{1/2}. \quad (3.12)$$

Влияние окружлых пор и шлаковых включений на прочность конструкции можно выразить как:

$$\Delta\sigma_F = \sigma_n (K_F - 1). \quad (3.13)$$

Согласно работе Г. С. Писаренко и др. [132] коэффициент концентрации напряжений в этом случае будет равен

$$K_F = 1 / (1 - f_S), \quad (3.14)$$

где f_S – общее относительное уменьшение поперечного сечения конструкции.

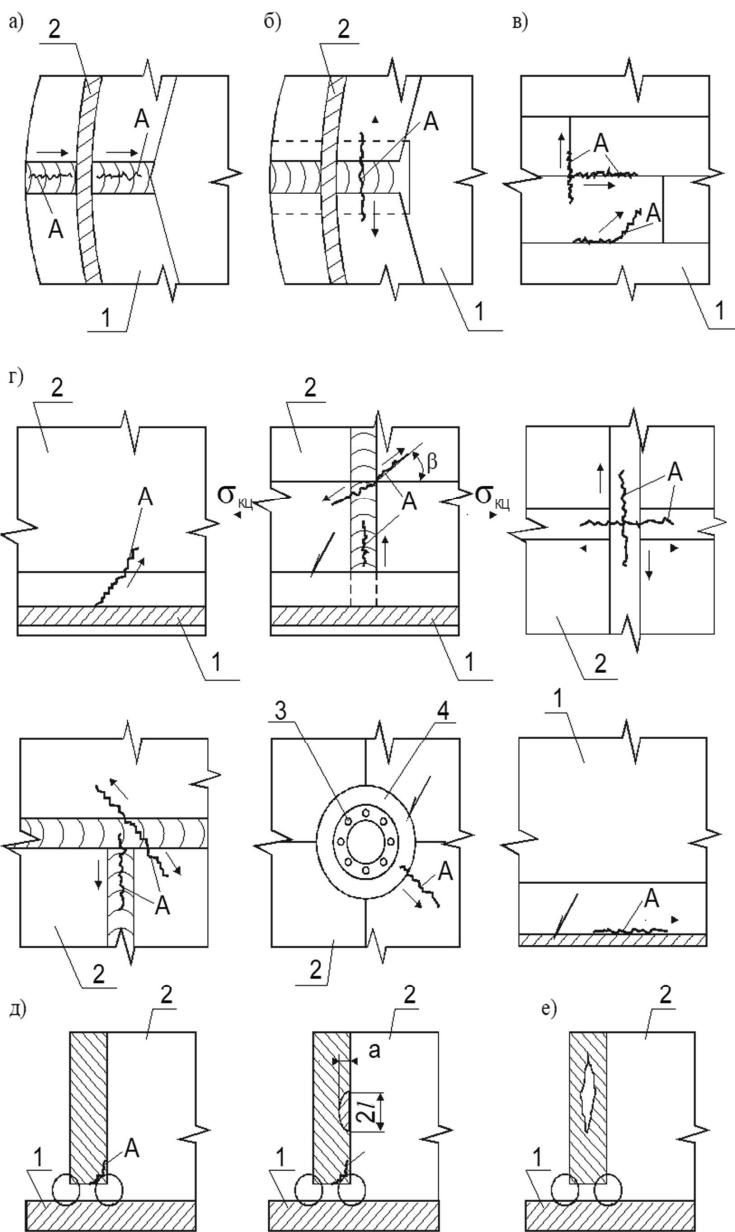


Рисунок 3.1 – Характерные трещины в конструкциях резервуара:
1 – днище, 2 – стенка, 3 – фланец, 4 – воротник

Известно, что предел текучести поликристаллических материалов зависит от среднего размера зерен D [м] по соотношению Холла – Петча [13, 173]. При этом границы зерен являются барьерами для движущихся дислокаций и усложняют деформацию [76]. Тогда упрочнение металла за счет границ зерен можно записать в виде

$$\Delta\sigma_D = K_D D^{-1/2}, \quad (3.15)$$

где K_D – константа металла.

На основании работы Л. И. Гладштейна, Н. П. Ларионова [35] можно принять, что $K_D = (0,5...0,7)$ МПа*м^{1/2} и мало зависит от температуры, а также скорости деформации.

Влияние плотности дислокаций на показатели сопротивления деформации металлов иллюстрирует известная формула И. А. Одинга [124], согласно которой максимальную прочность, приближающуюся к теоретическому значению, имеют бездислокационные кристаллы или кристаллы с малой плотностью дефектов. С этих позиций деформация материала приводит к увеличению плотности дислокаций и сопровождается ростом его хрупкости.

Влияние плотности дислокаций на механические свойства металлов достаточно подробно изложено в литературе [13, 53]. Известно, что дислокационная структура оказывает влияние на характер разрушения металлов. Согласно H. Conrad [196] в поликристаллах при воздействии внешней нагрузки на первой стадии происходит множественное скольжение, которое приводит к возрастанию плотности дислокаций. Влияние плотности дислокаций на упрочнение металла представлено в виде:

$$\Delta\sigma_p = K_p \rho^{-1/2}, \quad (3.16)$$

где K_p – коэффициент пропорциональности, $K_p = \alpha * G * b$;

α – коэффициент, $\alpha = 1/3$;

G – модуль сдвига, МПа;

b – вектор Бюргерса, м;

ρ – плотность дислокаций, м⁻².

Л. К. Гордиенко [40] отмечает, что эта стадия наблюдается при истинной деформации $e < 0,1$. На второй стадии упрочнения, которая является основной ($e > 0,1$), образуется ячеистая структура, и для нее справедливо соотношение

$$\sigma_a = \sigma_0 + K d^{-1}, \quad (3.17)$$

где σ_0 – напряжение трения между субзернами, которое зависит от ряда параметров [118];

K – константа;

d – размер ячейки, м.

Таким образом, в качестве модели живучести стальных резервуарных конструкций можно принять выражение 3.2, которое достаточно полно описывает факторы, влияющие на прочность резервуара. Однако выражения (3.15...3.17) описывают напряжения на микроуровне металла, где локальные напряжения могут превышать номинальные на несколько порядков, а их поля могут быть уравновешены.

С практической точки зрения влияние деформационного старения на структуру, а следовательно, и механические свойства металла, удобнее оценивать согласно ГОСТ 7268-82 интегральным показателем по формуле

$$C_d = (KC_0 - KC_N) / KC_0 * 100\%, \quad (3.18)$$

где KC_0 – ударная вязкость недеформированного металла;

KC_N – ударная вязкость металла после N циклов деформации.

В работе [145] данный интегральный показатель назвали коэффициентом деформационного старения.

Изменения структуры металла во времени влияют на все вышеуказанные факторы накопления повреждений, поэтому, на наш взгляд, авторы работы совершенно справедливо поместили коэффициент деформационного старения C_d как интегральный показатель старения металла в правую часть неравенства. Однако пределы изменения коэффициента не определены, а в примере для трубной стали 17ГС указаны $C_d > 1$, что противоречит физическому смыслу. На наш взгляд коэффициент деформационного старения должен характеризовать степень деградации структуры и механических свойств металла, и может изменяться в пределах $0 \leq C_d \leq 1$, и эта позиция согласовывается с ГОСТ 7268-82.

3.1.2 Исследование концентраторов напряжений на основе инфракрасной спектроскопии

При диагностике стальных вертикальных резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов вызывает особый интерес фактическое напряженно-деформированное состояние стенки с учетом концентраторов напряжения. Известен метод инфракрасной спектроскопии конструкций, который позволяет получить полное поле напряжений в любой момент времени. Метод инфракрасной спектроскопии основан на измерении изменений инфракрасного излучения, которые сопровождают изменения напряжений в конструкции.

В работе [185] аналитически показано изменение температуры образца ΔT за счет диссипации энергии при упругопластическом его деформировании

$$\Delta T = D \int \nabla^2 T dt + D \int \theta d F_p / (\rho c) - 3\kappa T \alpha / (\rho c) |^2 e, \quad (3.19)$$

где D – температуропроводность материала;

∇^2 – оператор Лапласа;

T – температура в точке измерения;

t – время;

θ – тензор напряжений Коши;

F_p – пластическая деформация;

ρ – плотность материала;

c – удельная теплоемкость материала;

κ – модуль объемного сжатия;

α – коэффициент температурного расширения;

e – объемное расширение;

$D \int \nabla^2 T dt$ – изменение температуры за счет упругой деформации;

$D \int \theta d F_p / (\rho c)$ – изменение температуры за счет пластической деформации;

$3\kappa T \alpha / (\rho c)$ – потери тепла за счет теплопроводности.

Вызывает научный и практический интерес вопрос о зависимости инфракрасного излучения поверхности от напряженно-деформированного состояния конструкции, а также от вида поверхности излучения.

С целью идентификации температурных полей нами были исследованы образцы на растяжение, изготовленные из Ст3сп, толщиной 10 мм в соответствии с ГОСТ 1497-84. В образцы были внесены «дефекты». Дефекты в сварных швах имитировали путем сверления диаметром 3 мм углублений от 5 до 9 мм с шагом 1 мм. Расстояние между «дефектами» выбирали из условия, исключающего наложение температурных полей соседних дефектов. Протяженные дефекты типа трещин имитировали пропилами в поперечном направлении образца на глубину от 1 до 5 мм с шагом 1 мм. Кроме того, произвели испытание на растяжение образцов с поперечным сварным швом, корродированной поверхностью и с поверхностью, окрашенной алюминиевой пудрой.

Эксперименты проводили на разрывной машине в лабораторных условиях в закрытом помещении, исключающем попадание на образцы прямых солнечных лучей и влияние других внешних источников инфракрасного излучения. Термовизионная камера была установлена на расстоянии 0,5 м от образца, при этом поле зрения составляло 20*20 градусов, что позволило наблюдать одновременно за всей рабочей зоной нагружаемого образца. Длительность нагружения выдерживали в пределах 0,5..6 мин., что соответствует времени релаксации напряжений и высвобождения энергии упругопластической деформации.

На основании диаграмм растяжения и температурных полей, полученных в процессе нагружения образцов, были построены зависимости напряжения и температуры от относительной деформации для стали Ст3сп (рисунок 3.2). Видно, что приращение температуры ΔT появляется только при переходе металла в упругопластическое состояние и с возрастанием напряжений в образце температура линейно растет до полного разрушения металла.

Следовательно, первая составляющая уравнения (3.19), характеризующая приращение температуры за счет упругой деформации, при разрешающей способности приборных средств 0,01 $^{\circ}\text{C}$ экспериментально не подтверждается и в практических расчетах ею можно пренебречь.

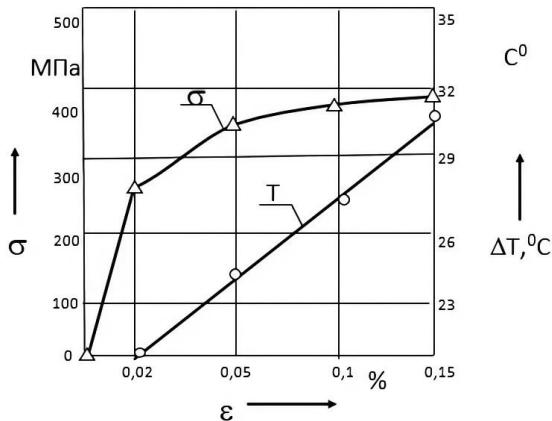


Рисунок 3.2 – Зависимость напряжения и температуры от относительной деформации стали Ст3сп

Таким образом, можно сделать вывод, что основной вклад в приращение температуры образца в уравнении (3.19) вносит составляющая пластической деформации.

Потери тепла за счет теплопроводности и теплопередачи в окружающую среду при конвективном теплообмене не вносят существенных погрешностей в результаты измерения, так как приборное обеспечение эксперимента позволяет консервировать результаты прямых измерений приращения температуры в процессе деформации. Тогда уравнение (3.19) можно записать в виде

$$\Delta T = -\alpha_L T \Delta \sigma / \rho C_p, \text{ или } \Delta T = -K_m T \Delta \sigma, \quad (3.20)$$

где α_L – коэффициент линейного расширения металла, K^{-1} .

На основании результатов эксперимента получена термоупругая постоянная для Ст3сп, величина которой равна $K_m = 3 * 10^{-4} \text{ МПа}^{-1}$.

Исследование зависимости температурного поля от вида и размера поверхностного дефекта на образцах позволило установить коэффициенты концентрации напряжений (таблица 3.1), где ΔT_0 – приращение температуры на поверхности образца, ΔT_d – приращение температуры на поверхности образца в области дефекта.

Таблица 3.1 – Зависимость коэффициента концентрации напряжений от вида и размера дефекта

№ Образца	Вид и размеры дефекта, мм	ΔT_d , $^{\circ}\text{C}$	ΔT_0 , $^{\circ}\text{C}$	α^T
Трещина глубиной:				
1	1	3,0	2,3	1,30
2	2	3,2	2,3	1,39
3	3	3,4	2,3	1,48
4	4	3,5	2,3	1,52
5	5	5,0	2,3	2,17
Раковина, диаметром 3 мм и глубиной:				
6	5	9,7	5,1	1,90
7	6	9,8	5,1	1,92
8	7	10,2	5,1	2,00
9	8	10,2	5,1	2,02
10	9	10,4	5,1	2,04

Величина инфракрасного излучения зависит также от излучающей способности поверхности. Применительно к стенке резервуара были испытаны несколько поверхностей. Зависимость коэффициента излучения K_i от вида поверхности представлена в таблице 3.2, где ΔT_0 – приращение температуры на поверхности, очищенной до металлического блеска; ΔT_n – приращение температуры на поврежденной поверхности.

Таблица 3.2 – Зависимость K_i от вида поверхности конструкции

№ образца	Вид поверхности	ΔT_0 , $^{\circ}\text{C}$	ΔT_n , $^{\circ}\text{C}$	K_i
1	Поверхность, очищенная до металлического блеска	4,4	4,4	1,00
2	Кородированная поверхность	11,4	4,4	2,59
3	Сварной шов	6,1	4,4	1,39
4	Поверхность, покрытая алюминиевой пудрой	10,2	4,4	2,32

Диагностирование резервуара вместимостью 5000 m^3 проводили в пасмурный день, так как прямые солнечные лучи являются внешними источниками инфракрасного излучения и их влияние недопустимо. Исследование проводили при температуре окружающей среды плюс десять градусов по Цельсию и скорости ветра $0,5 \text{ м/с}$. Перед диагностированием

устанавливали «нулевой кадр», т. е. регистрировали температурное поле стенки на магнитной ленте. Для измерения температурных полей применяли тепловизор марки «AGEMA-880» с разрешающей способностью 0,01 °C.

Диагностировали резервуар в два этапа. На первом этапе тепловизионный приемник устанавливали на расстоянии 50 м от резервуара, что позволило с одной установки прибора наблюдать 1/6 часть стенки резервуара и выявлять крупные концентраторы напряжений (рисунок 3.3). Затем тепловизор перемещали в следующую точку по часовой стрелке вокруг резервуара, последовательно диагностируя участки стенки резервуара. На втором этапе исследовали локальные области с выявленными концентраторами напряжений с расстояния 4 до 10 м.

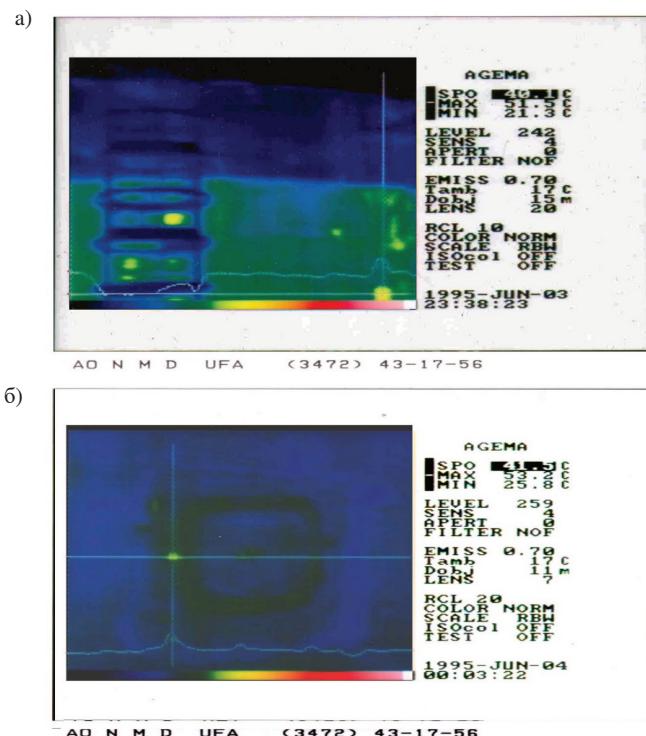


Рисунок 3.3 – Концентраторы напряжений в стенке резервуара: а) дефекты в стенке резервуара; б) дефект в сварном шве

Запись информации на магнитную ленту производили каждые 10 минут, что соответствовало приращению взлива продукта на 0,25 м. Обработка термограмм заключалась в выявлении областей с повышенной температурой и измерении разности температур в дефектной и бездефектной областях. Коэффициент концентрации напряжений α^x в области дефекта определяли по зависимости:

$$\alpha^x = \Delta T_d / \Delta T_o, \quad (3.21)$$

где ΔT_d – приращение температуры в области дефекта;

ΔT_o – приращение температуры в бездефектной области.

В процессе диагностики стенки резервуара были выявлены концентраторы напряжений в области сварных соединений. Следует также отметить, что при тепловизионном обследовании стенки резервуара с последующим макроскопическом анализом были выявлены случаи, когда сварные соединения имели значительные концентраторы напряжений в переходной зоне и смещения слоев шва относительно центра сварного соединения (рисунок 3.4).

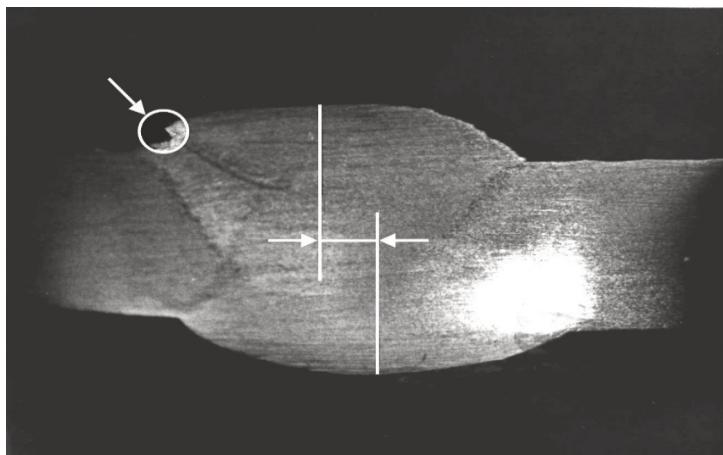


Рисунок 3.4 – Макроструктура сварного соединения со смещением слоев шва и концентратором напряжений в зоне перехода от наплавленного к основному металлу

Таким образом, разработана и апробирована на РВС-5000 методика диагностирования резервуаров на основе тепловых излучений. Установлено, что приросту температуры поверхности конструкции в области дефекта на 1°C соответствует прирост напряжений на 25 МПа. Установлено, что в стенке резервуара имеются области, где напряжения превышают предел текучести. Установлена зависимость коэффициента концентрации напряжений от вида и размера дефекта.

3.1.3 Прогнозирование живучести резервуара по критерию коррозионного износа

Прогнозирование остаточного ресурса резервуара по критерию коррозионного износа [12] осуществляют путем проведения периодических обследований, измерения фактической толщины элементов корпуса, статистической обработки результатов измерений и последующего расчета остаточного ресурса. При обследовании резервуара должны быть определены: площадь поверхности, подверженная коррозии, площадь поверхности, приходящаяся на одно независимое измерение, степень неравномерности коррозии и необходимое число измерений.

Статистическая обработка результатов измерений включает в себя:

- определение минимально необходимого числа измерений (объем выборки);
- оценку однородности полученной выборки;
- определение коэффициента вариации и параметров распределения глубины коррозии.

Выбор необходимого минимального числа точек измерений на поверхности элемента корпуса резервуара осуществляют в зависимости от требуемой доверительной вероятности χ , допустимой ошибки Δ и степени неравномерности коррозии, которая характеризуется коэффициентом вариации глубины коррозии.

Величина коэффициента вариации v ориентировочно может быть выбрана:

- при малой неравномерности коррозии до 0,2;
- при значительной неравномерности коррозии 0,3...0,5;
- при сильной неравномерности коррозии – свыше 0,5.

Доверительную вероятность γ выбирают из ряда 0,80; 0,90; 0,95.

Максимальную допустимую относительную ошибку Δ выбирают из ряда: 0,10; 0,15; 0,20. Если по результатам n измерений получен коэффициент вариации v больше заданного, то объем измерений уточняют и выполняют дополнительные измерения.

Поскольку различные участки поверхности корпуса резервуара при эксплуатации могут подвергаться различной интенсивности повреждаемых воздействий, то полученные данные необходимо проверить на однородность. Для этого последовательно проверяют выборки на однородность по критерию Стьюдента по формуле:

$$t = \frac{|\bar{h}_1 - \bar{h}_2|}{S \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}} < t_T, \quad (3.22)$$

где \bar{h}_1, \bar{h}_2 – средние глубины коррозии на первом и втором участках поверхности;

n_1, n_2 – число точек измерений на первом и втором участках;

S – объединенная оценка среднего квадратичного отклонения:

$$S = \sqrt{\frac{S_1(n_1 - 1) + S_2(n_2 - 1)}{n_1 + n_2 - 2}}, \quad (3.23)$$

где S_1, S_2 – оценки среднеквадратичных отклонений глубины коррозии на первом и втором участках, равные:

$$S_{1(2)} = \sqrt{\frac{\sum (h_{1(2)i} - \bar{h}_{1(2)})^2}{n_{1(2)} - 1} - \left(\frac{\Delta}{3}\right)^2}, \quad (3.24)$$

где Δ – предельная ошибка метода измерений, при определении глубины коррозии по остаточной толщине листа в пределах допуска толщины проката металла;

t_T – табличное значение критерия Стьюдента.

В случае выполнения условия (3.22), различие в глубине коррозии на первом и втором участках поверхности не является статистически значимым, и результаты измерений могут быть объединены в одну выборку, что позволит повысить точность оценки скорости коррозии резервуара. При невыполнении условия (3.22) ресурс рассматриваемых участков определяют раздельно.

Определение коэффициента вариации v глубины коррозии по поверхности осуществляют по формуле $v = S / \bar{h}$, где \bar{h} – средняя глубина коррозии.

Максимальную глубину коррозионного повреждения конструкции определяют путем непосредственного измерения. При невозможности измерения всей поверхности конструкции (что характерно для РВС) измеряют глубины коррозии на отдельных участках и рассчитывают вероятную максимальную глубину коррозии по формуле:

$$h_{\max} = a (-\ln(-\ln(\gamma/M)))^{1/b}, \quad (3.25)$$

где a – параметр масштаба, $a = \bar{h} / k_b$;

k_b – коэффициент, зависящий от v ;

M – показатель масштаба, $M = F / F_o$;

F – площадь поверхности, подлежащая обследованию;

F_o – площадь поверхности, приходящаяся на одно независимое измерение;

b – параметр формы, зависит от коэффициента вариации.

Глубину коррозии (h_β) на дюле поверхности β определяют по формуле:

$$h_\beta = a (-\ln \beta)^{1/b}. \quad (3.26)$$

Прогнозирование остаточного ресурса резервуара осуществляют на основе расчета остаточного ресурса всех элементов резервуара и определения минимального ресурса элемента $T = \min T_i$. Остаточный ресурс элемента резервуара оценивают по формуле:

$$T_i = (\delta_i - [\delta]_m^i) / c_i, \quad (3.27)$$

где δ_i – средняя толщина i -го элемента, мм;

$[\delta]_m$ – минимально допустимая толщина i -го элемента, мм;

c_i – средняя скорость коррозии i -го элемента, мм / год, равная:

$$c_i = h_i / t, \quad (3.28)$$

t – время эксплуатации резервуара между обследованиями.

Скорость коррозии элемента может значительно отличаться от средней ее величины. Тогда с учетом разброса данных:

$$c_{\max} = h_{\max} / t. \quad (3.29)$$

При этом остаточный ресурс элемента резервуара по критерию коррозионных повреждений:

$$T_i = (\delta_{\min} - [\delta]_{\min}) / c_{\max}. \quad (3.30)$$

3.2 Прогнозирование живучести резервуара по критерию усталости

3.2.1 Гидродинамические нагрузки на корпус резервуара

В настоящее время расчет стенки резервуара на статическую прочность производят в соответствии с ГОСТ 31385-2016. Между тем общеизвестно, что при эксплуатации стальные вертикальные резервуары для хранения нефти или нефтепродуктов заполняют и опорожняют до 100 раз в год, а резервуары в морских терминалах – до 300 раз в год. Известно также [26, 191], что при эксплуатации в конструкциях резервуара накапливаются значительные усталостные повреждения, достигающие в отдельных случаях предельных значений, что приводит к потере живучести всей конструкции.

В работе [122] рассмотрена малоцикловая долговечность сварных соединений резервуаров на нефтеперекачивающих станциях. Однако авторы рассматривают только замыкающий монтажный стык при наличии в нем угловатости.

Для выявления количественных характеристик гидродинамических нагрузок был проведен анализ графиков приема и отпуска нефти и нефтепродуктов на резервуарах вместимостью от 5 до 50 тыс. м³ [152].

Из журналов оперативного учета движения нефти и нефтепродуктов была проведена выборка более 600 режимов эксплуатации резервуаров. Установлено, что режимы эксплуатации носят случайный характер, поэтому для их обработки и обобщения были использованы методы математической статистики. Из

генеральной совокупности уровней взлива нефти было выбрано N независимых опытных измерений уровня h . Тогда выборочное среднее

$$\bar{h} = N^{-1} \sum_{i=1}^N h_i. \quad (3.31)$$

Множество $\{h_i\}$ – это экспериментальные значения уровней налива h . Для того чтобы получить улучшенную оценку величины h , т. е. истинное значение нагрузки, вычислим выборочное среднее. Предполагается, что эта оценка равна также теоретическому среднему вероятностного закона, реализациями которого являются значения h_i . Однако нам не известна точность эмпирических данных, внесенных в журналы оперативного учета. Разумеется, нашу задачу можно было решить просто, если бы была известна дисперсия σ_h^2 величины $\{h\}$. Заменим информацию о теоретической величине дисперсии σ_h^2 величиной выборочной дисперсии данных S^2 :

$$S^2 = (N - 1)^{-1} \sum_{i=1}^N (h_i - \bar{h})^2. \quad (3.32)$$

Принимаем, что эмпирические данные независимы, поэтому при $N \rightarrow \infty$ должно выполняться соотношение $S^2 \rightarrow \sigma_h^2$. Для решения поставленной задачи рассмотрим случайную величину:

$$t = (\bar{h} - a) * \sqrt{N} / S, \quad (3.33)$$

где a – математическое ожидание теоретического распределения, которое нам не известно.

Функция распределения случайной величины t называется законом распределения Стьюдента с $N-1$ степенями свободы и табулирована.

Примем достоверность вычислений $\gamma = 0,95$ или уровень значимости $q = 1 - \gamma = 0,05$ при $N-1$ степенях свободы и найдем по таблице такое число t_γ , чтобы выполнялось равенство:

$$P(|(\bar{h} - a) * \sqrt{N} / S| < t_\gamma) = \gamma. \quad (3.34)$$

Формулу (3.34) запишем в равносильном виде, заменяя неравенство для модуля двойным неравенством:

$$P(\bar{h} - t_\gamma * S / \sqrt{N} < a < \bar{h} + t_\gamma * S / \sqrt{N}) = \gamma \quad (3.35)$$

По распределению Стьюдента (t – распределение) для каждого числа γ ($0 < \gamma < 1$) существует единственное число t_γ , удовлетворяющее равенству (3.34), а стало и быть, и равенству (3.35). Соотношение (3.36) показывает, что интервал

$$\bar{h} - t_\gamma * S / \sqrt{N} < a < \bar{h} + t_\gamma * S / \sqrt{N}, \quad (3.36)$$

с достоверностью γ , есть доверительный интервал для математического ожидания a случайной величины h .

Известно, что основной эксплуатационной нагрузкой, действующей на стенку резервуара, является давление столба жидкости. Тогда математическое ожидание давления можно определить из зависимости:

$$P(a, x) = n_1 * \rho * q * (a - x), \quad (3.37)$$

где ρ – плотность нефти или нефтепродукта;

q – ускорение свободного падения;

a – математическое ожидание высоты столба жидкости;

n_1 – коэффициент надежности по нагрузке $n_1 = 1,1$;

x – текущая координата с началом в месте сопряжения стенки с днищем.

Наряду с числом циклов наполнения – опорожнения и средней эксплуатационной нагрузкой большое значение для переменной загруженности имеет диапазон амплитуд переменных напряжений стенки резервуара. Амплитуды кольцевых напряжений $\sigma_{a,R}$ различной асимметрии цикла определим по зависимости:

$$\sigma_{a,R} = P(h, x) * r / \delta, \quad (3.38)$$

где r – радиус резервуара, м;

δ – толщина стенки в исследуемом поясе, м.

Из генеральной совокупности замеров уровня нефти в РВС-50000 произведем случайную выборку уровней взлива h_i , определим число N_i и частоту Q_i выпадания i -й величины, а затем напряжения в нижних четырех поясах стенки. Результаты измерений и расчетов сведем в таблицу 3.3.

Таблица 3.3 – Кольцевые напряжения в нижних поясах стенки РВС-50000

H_i , м	2,8	4,6	6,5	8,3	10,2	12,0	13,9	15,7
N_i	17	10	13	12	6	5	13	6
Q_i , %	21	12	16	15	7	6	16	7
$\sigma_{x=0.3}$, МПа	43	73	105	136	173	204	236	267
$\sigma_{x=1.8}$, МПа	19	52	87	120	155	189	224	257
$\sigma_{x=3.3}$, МПа	0	27	68	106	146	184	217	262
$\sigma_{x=4.8}$, МПа	0	0	39	80	123	163	207	247

Из таблицы видно, что размах кольцевых напряжений на третьем и четвертом поясах достигает 247...262 МПа, что составляет более 50 % предела текучести стали 16Г2АФ, применяемой для изготовления нижних поясов резервуаров вместимостью 50 тыс. м³. Установлено также, что каждый пояс резервуара имеет свое значение коэффициента асимметрии цикла напряжений $R_\sigma = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ отличное от других. Амплитуда напряжений $\sigma_{a,R} = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) / 2$ составляет 112 МПа при среднем напряжении цикла $\sigma_m = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) / 2 = 155$ МПа. Для сопоставления результатов экспериментов с расчетными параметрами удобнее перейти к отнулевому циклу нагружения по зависимости:

$$\sigma_{a,0} = \sigma_{a,R} / (1 + \psi_\sigma R_\sigma), \quad (3.39)$$

где ψ_σ – коэффициент чувствительности сварных соединений к асимметрии цикла нагрузений, зависящий от уровня прочности стали; $\psi_\sigma = 0,44 \sigma_t / (\sigma_b - 0,08)$.

Из вышесказанного следует, что в конструкции резервуара наиболее напряженными являются четыре нижних пояса. Таким образом, при диагностике и оценке остаточного ресурса необходимо выполнять проверочные расчеты на прочность не менее четырех нижних поясов резервуара.

3.2.2 Деформационное старение стали при малоцикловой нагрузке

Успешное решение проблемы прогнозирования живучести сварных конструкций, работающих в условиях малоцикловых деформаций, во многом зависит от понимания закономерностей зарождения, накопления и развития дефектов, т. е. механизмов, приводящих к разрушению реальных

поликристаллов. В настоящее время известно, что любому виду разрушения предшествует пластическая деформация, которая из-за неоднородности распределения напряжений приводит к локальному упрочнению деформированного поликристалла, образованию и слиянию пор комбинацией сдвига зарождению и росту микротрещин.

В исследованиях структуры металлов и сварных соединений принимал участие к. ф.-м. наук Н. К. Ценев.

В работе [26] показано, что характер разрушения не является самостоятельным проявлением структурных изменений в процессе нагружения, а зависит, по крайней мере, от пяти факторов: температуры, скорости и вида нагружения, структуры и химического состава материала.

Анализируя процессы разрушения, A. A. Griffith показал, что источником разрушения являются микроскопические трещины, имеющиеся во всех твердых телах [200]. Однако в предложенной теории не учитывается природа и механизмы зарождения трещин при пластической деформации. Авторы [55] на примере стали установили, что пластическая деформация существенно изменяет ее структуру, в результате чего снижается порог хладноломкости. Кроме того, при воздействии статических и малоцикловых нагрузок из-за неоднородности микроструктуры в металле происходят необратимые микроскопические деформации [34, 35], в результате которых изменяется дислокационная структура, может происходить распад цементита, выделение частиц карбидов и нитридов на дислокациях [13, 40] и перераспределение атомов углерода и азота вокруг винтовых дислокаций в феррите [198].

Все эти факторы, очевидно, определяют живучесть различных конструкций, т. е. оказывают влияние на процессы зарождения и развития трещин, характеристики разрушения. В этой связи установление закономерностей, показывающих влияние малоцикловой деформации на структуру и механические свойства малоуглеродистой стали и ее сварных соединений, представляется важным, поскольку структура оказывает

существенное влияние на параметры оценки свойств металла, его надежности и долговечности [53, 55, 206].

Материалом исследования служила малоуглеродистая листовая сталь Ст3сп в состоянии поставки. По химическому составу и механическим свойствам металл соответствовал ГОСТ 380-71. Химический состав стали, %: С – 0,17; Mn – 0,5; Si – 0,2; P – 0,03; S – 0,04. Образцы для исследования структуры и механических свойств металла и сварных соединений вырезали из листового проката $h = 10$ мм. На заготовках выполняли V-образную разделку кромок с общим углом 60^0 и притуплением 2 мм. Сборку сварных соединений осуществляли встык на электроприхватках. Ручную электродуговую сварку проводили в вертикальном положении постоянным током обратной полярности электродами УОНИ 13/45. Сварку выполняли в 4 слоя, включая подварочный, причем корневой слой – электродами диаметром 3 мм при силе тока $I_{cb} = 100$ А, остальные слои – диаметром 4 мм при силе тока 150 А.

Малоцикловое деформирование образцов сечением 8*20 мм со снятым усилием шва производили при отнулевом цикле [79]. При максимальной относительной деформации $\varepsilon = 2,18$ прогиб был равен $f = 8$ мм. Количество циклов деформирования образцов составляло 150, 250, 350 и 450. Эксперименты проводили при постоянной температуре окружающей среды 20^0C и частоте колебаний 0,25 Гц, а также при постоянной жесткости напряженного состояния. После малоцик洛вой деформации образцы подвергали испытанию на растяжение по ГОСТ 6996-66.

Объектом исследования микроструктуры были зерна феррита и перлитные колонии, средние величины которых соответственно равны $\bar{D} = 19$ мкм и $\bar{d} = 9,5$ мкм. Размеры ферритных зерен и перлитных колоний определяли с помощью окуляр-микрометра МОВ – 1-15*у 4.2 методом секущих. На каждом образце проводили не менее 300 измерений, что соответствует относительной ошибке $\gamma = 11\%$ при вероятности $P = 0,95$.

Для определения ударной вязкости изготавливали образцы по ГОСТ 6996-66 сечением 7,5*10 мм с V-образным надрезом. Надрез выполняли по основному

металлу (ОМ), металлу шва (МШ) и в зоне термического влияния (ЗТВ). При испытаниях использовали маятниковый копер с максимальной энергией удара 300 Дж.

Электронно-микроскопические исследования тонких фольг проводили на просвечивающем электронном микроскопе JEM-2000 EX, а поверхности изломов изучали на растровом микроскопе JSM-840. Анализ размеров выделений проводили методом случайных секущих. Разориентировку между фрагментами рассчитывали по методике [34].

Результаты механических испытаний на растяжение после предварительной малоцикловой деформации стали Ст3сп представлены на рисунке 3.5.

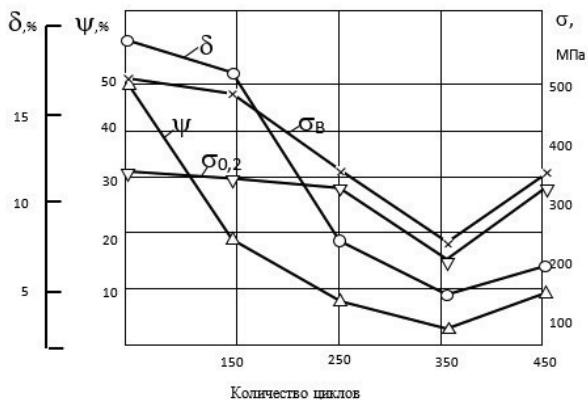


Рисунок 3.5 – Зависимость параметров σ_t , $\sigma_{0,2}$, δ , ψ стали Ст3сп от количества циклов деформации

Видно, что с увеличением количества циклов нагружения происходит снижение значений пределов текучести и прочности (σ_t , σ_v), а также относительного удлинения (δ) и относительного сужения (ψ), достигая минимального значения после 350 циклов. Однако дальнейшее увеличение количества циклов приводит к некоторому возрастанию параметров σ_t , σ_v , δ , ψ .

Аналогичный характер изменения указанных характеристик наблюдается для зоны термического влияния и шва. Очевидно, что наблюдаемые закономерности изменения механических свойств стали тесно взаимосвязаны с эволюцией структуры в результате циклического нагружения.

Известно, что при деформационном старении в металле образуются выделения, обусловленные скоплением атомов углерода и азота. Влияние малоцикловой деформации на величины параметров выделений изучали по фрактографиям с поверхностей излома. Фрактограммы получали на растровом электронном микроскопе ISM-840. Параметры включений определяли методом произвольных секущих.

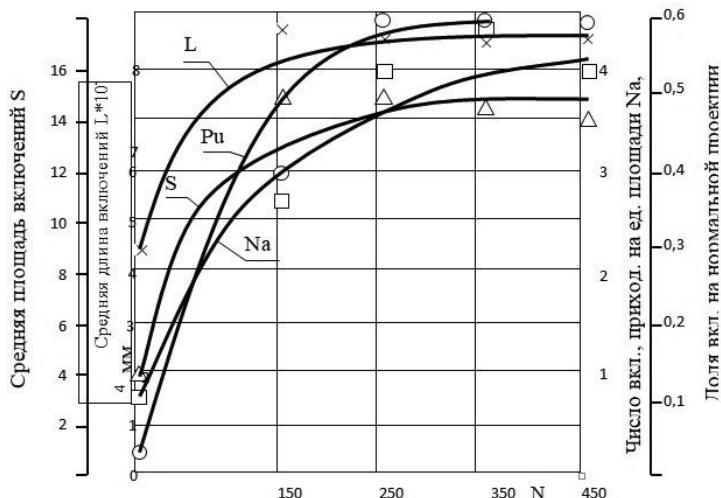


Рисунок 3.6 – Зависимость параметров частиц от числа циклов деформации

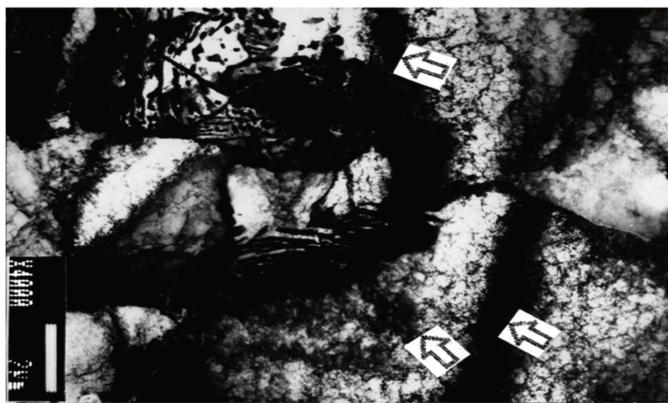
Впервые установлено, что с увеличением числа циклов деформирования возрастает доля включений в проекции излома P_u , количество включений, приходящихся на единицу площади излома N_a , площадь S и средняя длина L включений (рисунок 3.6). Определено также, что вышеназванные параметры зависят от числа циклов деформации, а зависимость имеет вид $\Pi = A * NB$, где N – число циклов деформации, A и B – эмпирические коэффициенты (таблица 3.4).

Таблица 3.4 – Коэффициенты уравнений

Вид зависимости	Значения коэффициентов		Коэффициент регрессии
	A	B	
$P_u = AN^B$	0,17	0,21	0,996
$N_a = AN^B$	1,76	0,14	0,982
$S = AN^B$	$8 \cdot 10^{-4}$	0,10	0,992
$L = AN^B$	$6 \cdot 10^{-4}$	0,05	0,989

Ранее в литературе высказывалась гипотеза о том, что источником разрушения металла могут быть различного рода выделения. Отметим, что полученные зависимости имеют явное сходство с зависимостью П. Периса, описывающую влияние коэффициента интенсивности напряжения на скорость роста трещины. Это является подтверждением того, что механизм разрушения стали непосредственно связан с деформационным старением металла, в процессе которого возрастают параметры включений.

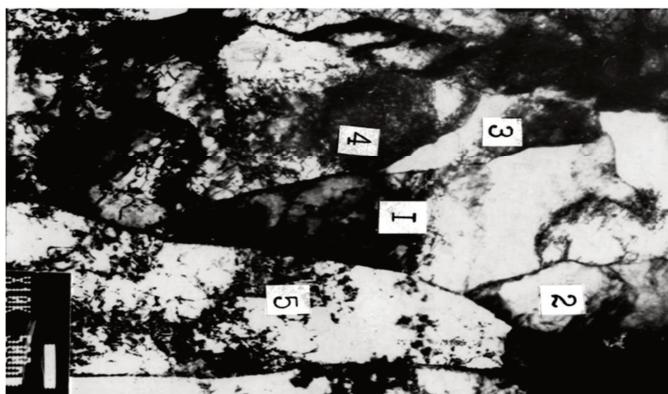
С целью анализа природы влияния малоцикловой деформации на механические свойства стали Ст3сп исследовали ее дислокационную структуру после малоцикловых нагрузок. Электронномикроскопическими исследованиями установлено, что в исходном состоянии в металле наблюдается достаточно высокая плотность решеточных дислокаций ($2 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$). В то же время встречались участки, в которых отдельные дислокации в ферритных зернах были неразрешимы (рисунок 3.7 а). Последующая малоцикловая деформация приводит к заметным изменениям в дислокационной структуре металла. На рисунке 3.7 б показано, что 150-цикловое деформирование металла приводит к формированию ячеистой структуры в ферритных зернах. Средний размер ячеек составил около одного мкм, а разориентировка между фрагментами не превышала $1^0\text{--}2^0$. Отметим, что деформация протекала неоднородно. Встречаются участки, в которых наблюдается начальная стадия формирования границы ячейки, а также области, в которых отдельные дислокации не разрешаются.



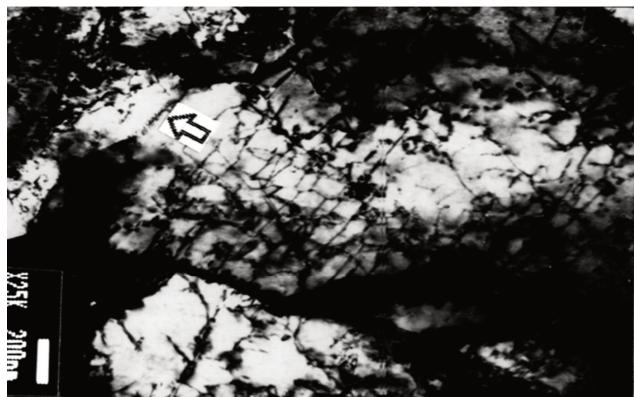
a



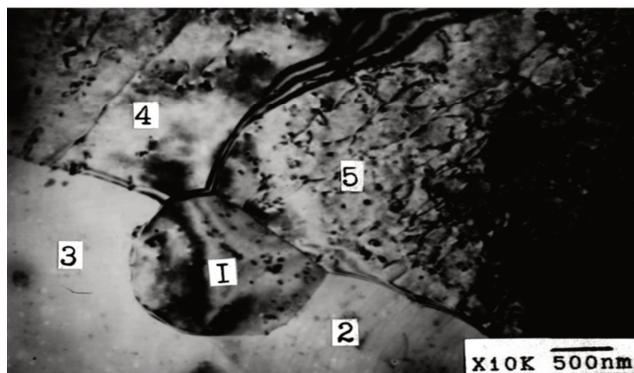
b



B



Г



Д

Рисунок 3.7 – Эволюция дислокационной структуры стали СтЗсп в процессе циклической деформации:

а – исходная дислокационная структура, $N = 0$ циклов. Стрелками показаны области, в которых отдельные дислокации неразрешимы; б – $N = 150$ циклов; в – $N = 250$ циклов. Цифрами показаны фрагменты, между которыми измерены углы разориентации; г – $N = 350$ циклов. Стрелкой показана малоугловая разница; д – $N = 450$ циклов. Цифрами показаны фрагменты, между которыми измерены углы разориентации

Дальнейшее увеличение циклов нагружения приводит к структуре, которую называют фрагментированной. Фрагментированная структура характеризуется высокими углами разориентировки между фрагментами в результате направленного движения частичных дислокаций. На рисунке 3.7в представлена типичная структура стали после 250 циклов нагружения. Видно, что 250-цикловая деформация приводит к фрагментированной структуре с плавно изогнутыми, очень тонкими и совершенными границами. Эти границы создают большие разориентировки прилегающих областей. Так, углы поворота между фрагментами 1, 2, 3, 4 и 5, рассчитанные электронномикроскопическими методами [193], соответственно, составили: $\theta_{1,2} = 8^\circ$, $\theta_{1,3} = 12^\circ$, $\theta_{1,4} = 23^\circ$, $\theta_{1,5} = 18^\circ$. Такая структура может быть сформирована, по-видимому, в результате либо одновременного поворота ячеек преимущественно в одном направлении, либо в результате их разупорядоченного разворота. Внутри фрагментов ячеистая структура частично сохраняется.

Интересные особенности структурных изменений наблюдаются после 350 циклов деформации (рисунок 3.7г). Видно, что 350-цикловая деформация приводит к полному разрушению ячеистой структуры внутри фрагментов. Однако высокая плотность решеточных дислокаций ($\rho = 10^{10} \text{ см}^{-2}$) внутри фрагментов сохраняется. Одновременно происходят заметные изменения в строении границ образовавшихся фрагментов. Появляются малоугловые границы, которые выглядят в виде дислокационных стенок. Кроме того, наблюдается появление большеугловых границ, для которых характерно наличие полосчатого дифракционного контраста, а также «оборванных» субграниц – дисклиниаций.

Дальнейшее увеличение количества циклов деформации до 450 не приводит к заметным изменениям в дислокационной структуре внутри фрагментов, однако при этом возрастают углы разориентировок между фрагментами. В пользу этого свидетельствует заметное облагораживание границ, а также прямые электронномикроскопические измерения углов разориентировок (рисунок 3.7д). Так, например, углы между фрагментами 1 и 2,

1 и 3, 1 и 4, 4 и 5, 2 и 5, соответственно, составили $13,2^0$, $34,3^0$, $35,0^0$, $63,0^0$, $17,5^0$. Отметим, что в перлитных колониях в результате малоциклической деформации заметных изменений в дислокационной структуре не произошло.

Рассмотрим влияние малоциклической деформации на ударную вязкость металла. На рисунке 3.8 представлена зависимость ударной вязкости (KCV) основного металла, зоны термического влияния и металла шва от количества циклов деформации. Видно, что с увеличением количества циклов деформации значения ударной вязкости снижаются по сравнению с исходным состоянием. Однако следует отметить, что после 250 циклов деформации происходит некоторое увеличение значений KCV, а после 350 циклов деформации вновь наблюдается их снижение.



Рисунок 3.8 – Зависимость ударной вязкости Ст3сп (1), ЗТВ (2) и шва (3) от количества циклов нагружения

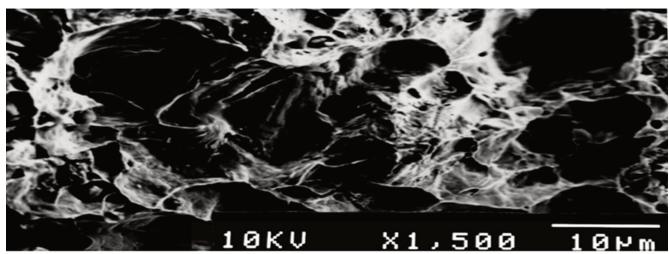
Для того чтобы установить закономерности разрушения при ударном нагружении основного металла, ЗТВ и металла шва после малоциклической деформации проанализируем микроструктуру поверхности изломов. На

рисунке 3.9 представлены типичные примеры рельефа поверхности излома металла до и после малоциклической деформации. Поверхность разрушения основного металла (рисунок 3.9а) характерна для вязкого излома, рельеф которого образуется совокупностью отдельных ямок. В исходном состоянии диаметр ямок колеблется от 2 до 20 мкм. Глубина ямок, характеризующая размеры области интенсивной пластической деформации на изломе в зоне макроотрыва, достигает нескольких микрометров. На поверхности разрушенных перемычек видны линии скольжения, образующиеся при пластической деформации перед разрушением. На «стенках» ямочного излома наблюдаются области, не имеющие характерных особенностей структуры. Эти области образуются в результате разрушения металла вдоль поверхности, локализованной интенсивной пластической деформации скольжением.

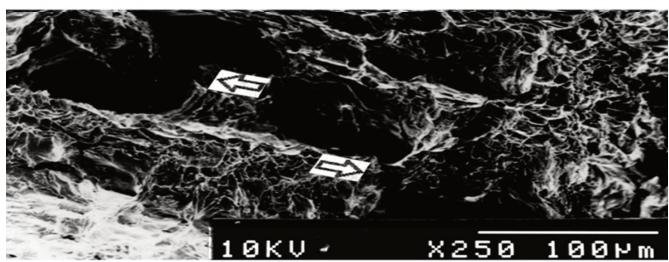
Малоциклическая деформация приводит к некоторым изменениям в строении вязкого излома. На рисунке 3.9б показана типичная поверхность разрушения стали после 150 циклов деформации. Видно, что 150-циклическая деформация приводит к образованию множества микропор, некоторые из которых сливаются друг с другом (показано стрелками), образуя микротрешины. При этом происходит существенная пластическая деформация перемычек, разделяющих соседние микропоры. Следует отметить, что глубина ямок по сравнению с исходным состоянием увеличивается. На поверхности чашечного излома, как и в исходном состоянии, наблюдаются усталостные бороздки и области, характерные для разрушения чистым сдвигом [145].

Увеличение количества циклов до 350 и 450 приводит к возрастанию длины и ширины микротрешин (рисунок 3.9в, г). Длина микротрешин достигает нескольких сот микрометров, а их ширина – 10...40 мкм.

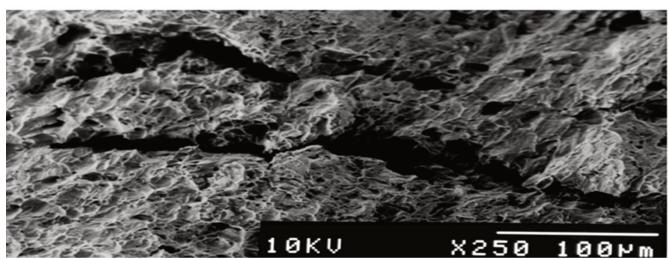
Характер разрушения ЗТВ заметно отличается от характера разрушения основного металла. На рисунке 3.9 видно, что разрушение на начальных стадиях локализуется путем интенсивной пластической деформации на границе ЗТВ – шов, о чем свидетельствует наличие слоя тонких вытянутых ямок (на рисунке 3.9а указано стрелками).



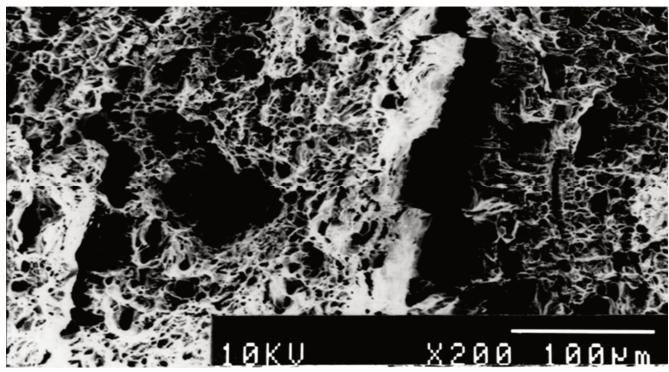
а



б



в



г

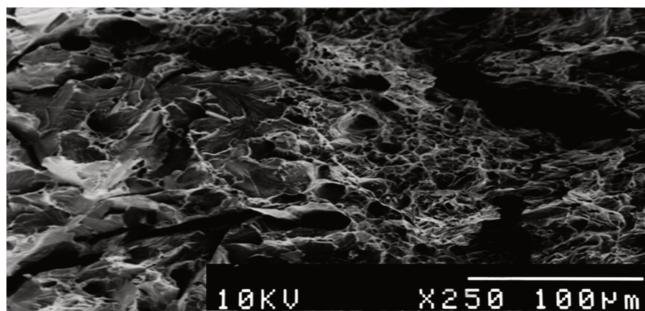
Рисунок 3.9 – Микрорельеф поверхности разрушения стали Ст3 сп после малоциклической деформации:
а – исходное состояние, $N = 0$ циклов; б – после $N = 150$ циклов, стрелками
показано слияние микропор; в – после $N = 350$ циклов; г – после $N = 450$ циклов

а – исходное состояние, $N = 0$ циклов; б – после $N = 150$ циклов, стрелками
показано слияние микропор; в – после $N = 350$ циклов; г – после $N = 450$ циклов

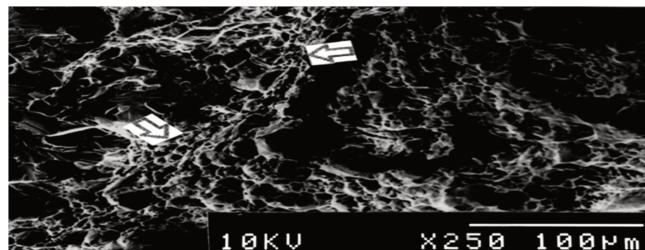
Дальнейшее увеличение количества циклов, как и в основном металле, приводит вначале к зарождению, а затем слиянию микропор с образованием и ростом микротрещин (рисунок 3.9, б-г). Однако следует отметить, что зарождение и рост микротрещин происходит главным образом на границе ЗТВ – шов.

Совершенно иная микроструктура поверхности излома наблюдается при разрушении сварного шва. Микроструктура поверхности шва носит, как правило, ярко выраженную картину хрупкого транскристаллитного скола (рисунок 3.10а).

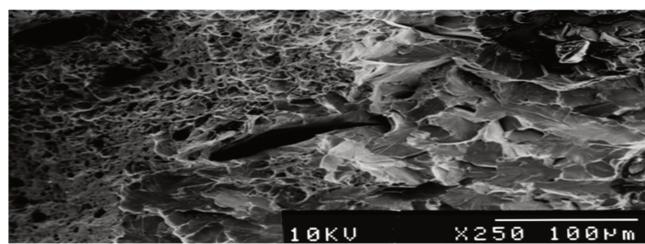
Фрактографическими признаками хрупкого внутризеренного разрушения являются фасетки скола и ручьевый узор. На поверхности скола четко видны перистые ориентированные внутрь зерна и четко разделенные между собой полосы разрушения. Отдельный «ручей» (полоса), как показали авторы [35], представляет собой ступеньку, образованную обычно сколом по другим плоскостям семейства скола и соединяющую параллельные поверхности скола. Эти ступеньки возникают при слиянии параллельных трещин, распространяющихся в разных плоскостях, при пересечении растущей трещиной кручения или винтовых дислокаций. Увеличение количества вплоть до 350 не приводит к изменению характера излома (рисунок 3.10б, в). Наблюдается лишь зарождение микротрещин по границам зерен. Однако увеличение количества циклов до 450 приводит к изменению характера хрупкого излома. На рисунке 3.10г видно, что разрушение от интеркристаллитного переходит к межзеренному. Причем после 450-цик洛вой деформации наблюдается образование большого количества микротрещин между зернами. Хрупкий межкристаллитный излом образуется спонтанно при нестабильном распространении трещин. Он чаще всего наблюдается в тех случаях, когда границы зерен, вследствие расположения на них выделений, имеют низкую когезионную прочность [145].



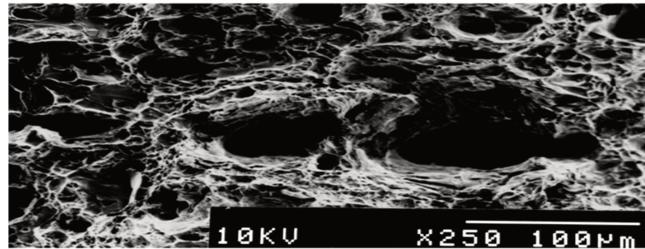
а



б



в



г

Рисунок 3.10 – Микрорельеф поверхности разрушения зоны термического влияния после предварительной малоцикловой деформации:

а – исходное состояние, $N = 0$ циклов. Стрелками показан рельеф, характерный при пластической деформации; б – после $N = 150$ циклов; в – после $N = 350$ циклов; г – после $N = 450$ циклов

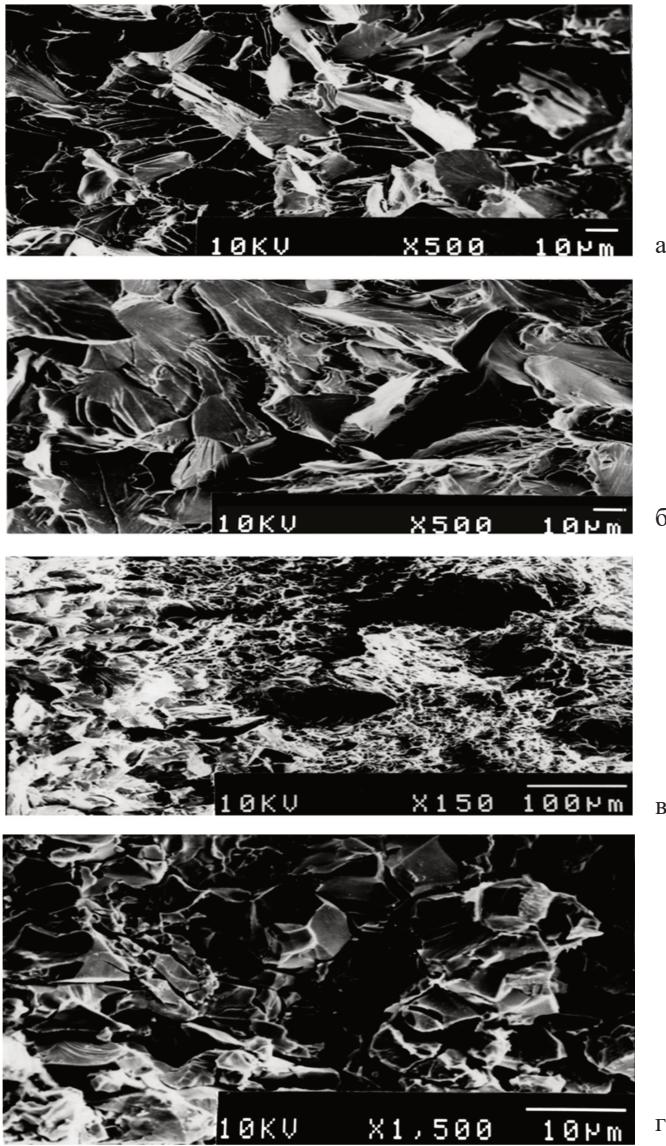


Рисунок 3.11 – Микрорельеф поверхности разрушения шва после предварительной малоцикловой деформации:
а – исходное состояние, $N = 0$ циклов; б – после $N = 150$ циклов;

в – после $N = 350$ циклов; г – после $N = 450$ циклов

Полученные результаты механических испытаний на растяжение позволили установить влияние малоциклической деформации на механическое поведение стали Ст3сп и ее сварных соединений. Характерно, что с увеличением количества циклов деформации до 350 происходит снижение параметров прочности и пластичности, а после 450 циклов – их заметное повышение. Такие изменения механических свойств, очевидно, обусловлены влиянием структуры, образующейся в результате малоциклической деформации. Действительно, электронно-микроскопические исследования тонких фольг показали, что в результате малоциклической деформации с увеличением количества циклов происходит постепенное изменение структуры металла.

Характерной особенностью структурных изменений является то, что на начальном этапе малоциклической деформации формируется ячеистая структура, которая с увеличением количества циклов постепенно перестраивается в фрагментированную с совершенными «ножевыми» [187] границами. Дальнейшая деформация вплоть до 350 циклов приводит к формированию совершенной субзеренной структуры. При этом претерпевает изменения структура границ микрофрагментов и их разориентировка (углы разориентировки с увеличением количества циклов деформации увеличиваются). Аналогичное явление фрагментирования металлов многие авторы наблюдали при больших степенях пластической деформации.

Рассмотрим возможные причины структурных изменений при малоциклической деформации и влияние структурного состояния на механические свойства металла. Известно [76], что большеугловые границы зерен являются эффективными источниками и стоками решеточных дислокаций. Отсюда можно полагать, что при малоциклической деформации на начальном этапе происходит интенсивное зарождение дислокаций на границах зерен, которые под действием переменных напряжений движутся в тело зерна. В результате плотность дислокаций в матрице непрерывно возрастает и при $\rho = 10^{10} \text{ см}^{-2}$ в дислокационном ансамбле возникают коллективные формы движения.

Формируются элементы в виде оборванных дислокационных границ (дисклинаций), возникает хорошо развитая слабо разориентированная ячеистая структура. Примерно равноосные ячейки имеют размеры порядка одного мкм. Границы их составлены из «перепутанных» дислокационных сплетений, четко не оформлены, несовершены. Согласно модели дальнодействующих напряжений, предел текучести линейно связан с величиной, обратной диаметру ячейки d :

$$\sigma_t = \sigma_0 + \kappa d^{-1/2}, \quad (3.40)$$

где κ – константа, являющаяся мерой сопротивления данного типа границ пластической деформации и имеющая размерность единицы энергии на единицу площади;

σ_0 – константа материала.

Согласно уравнению (3.40) образование ячеистой структуры должно, казалось бы, привести к упрочнению материала. Однако, как отмечали авторы [13], упрочнение материала зависит от размера ячеек, но и от степени совершенства и разориентировки субзеренных границ. При несовершенной субзеренной структуре и слабой разориентировке (случай ячеистой структуры) вклад ее в упрочнение сплава может быть учтен компонентой деформационного упрочнения дислокациями $\Delta\sigma_d$. Это, по расчетам [173], для ферритно-перлитной стали не превышает 3...5 %. При совершенной субзеренной структуре и наличии значительной разориентировки вклад субзеренных границ в упрочнение можно учитывать, как зернограничный. Тогда для ферритно-перлитных сталей этот вклад может достигать 30...40 %. Таким образом, рассматривая влияние малоциклической деформации с точки зрения образующейся структуры, мы должны были бы наблюдать увеличение механических свойств σ_b , σ_t и КСВ. Однако механические испытания Ст3сп на растяжение и на ударную вязкость после малоциклической деформации показали, что увеличение количества циклов вплоть до 350 приводит к снижению указанных механических характеристик, и только после 450 циклов деформации происходит их заметное повышение. Эти результаты указывают на то, что одновременно с повышением локальных

внутренних напряжений протекает другой конкурирующий процесс – пластическая релаксация локальных внутренних напряжений, движущей силой которой являются сами внутренние напряжения. Под действием внутренних напряжений $\sigma^{\text{вн}}$ происходит процесс дислокационных перестроек в структуре. В литературе [204] этот процесс называют пластической аккомодацией. На уровне структурных неоднородностей скорость пластической аккомодации $\varepsilon_{\text{акк}}(\sigma^{\text{вн}}, T)$, которую можно представить в виде:

$$\varepsilon_{\text{акк}} = \varepsilon_0^{\text{акк}} \exp(- (U_0 - v\sigma^{\text{вн}}) / (kT)). \quad (3.41)$$

Из уравнения (3.41) видно, что скорость аккомодации всецело определяется термофлуктуационной зависимостью от температуры испытания, внутренних напряжений, типа и плотности источника дислокаций.

Если в локальной области кристалла выполняется неравенство $\varepsilon_{\text{акк}} < \varepsilon = \text{const}$, то возникающие внутренние напряжения не успевают релаксировать, что может привести к образованию пор либо микротрещин. Как правило, такие дефекты возникают вблизи тройных стыков и дисперсных выделений. Действительно, с увеличением количества циклов, как показали экспериментальные результаты фрактографических исследований поверхностей изломов, количество пор возрастает. Причем с увеличением количества циклов происходит интенсивная деформация в перетяжках между порами и поры сливаются, образуя микротрещины. Ширина и длина микротрещин с увеличением количества циклов постепенно возрастает.

Таким образом, полученные экспериментальные данные показывают, что при циклической деформации происходит два конкурирующих процесса: повышение локальных внутренних напряжений и их пластическая релаксация. Повышение локальных внутренних напряжений осуществляется на начальном этапе за счет зарождения и движения решеточных дислокаций и их скольжения вблизи высокоугловых границ зерен феррита. В дальнейшем под действием внутренних напряжений происходит дислокационные перестройки. В результате формируется ячеистая структура. Затем с увеличением количества циклов деформации при достижении плотности дислокаций $\rho = 10^{10}...10^{12} \text{ см}^{-2}$

начинается их коллективное движение, что приводит к формированию «ножевых» границ микрофрагментов, а в последующем – совершенных субграниц. С одной стороны, это должно приводить к упрочнению материала, с другой, наблюдаемое образование пор и их коалесценция приводит к разупрочнению [195].

С этих позиций становятся понятными наблюдаемые механические свойства металла после малоцикловой деформации. При циклической деформации одновременно происходит два процесса: формирование субструктур в зернах феррита и зарождение микропор на границах зерен. Поскольку на начальном этапе деформации разориентировка субзерен не велика, то мала и доля субструктурного упрочнения. В результате на значения механических свойств большее влияние оказывают микропоры, а не субструктура, и мы наблюдаем снижение значений σ_b , σ_t , ψ и δ .

В дальнейшем, когда сформировалась совершенная субструктура с высокими углами разориентировки, вклад субструктурного упрочнения, очевидно, становится больше вклада разупрочнения, осуществляющего наличием микропор, и мы наблюдаем повышение значений σ_b , σ_t , ψ и δ .

Повышение ударной вязкости после 350-циклической деформации, по-видимому, также определяется полученной субструктурой, разориентировкой фрагментов и микропорами. При большом количестве микропор и микротрешин величина разупрочнения заметно выше величины субструктурного упрочнения. В результате после 450 циклов происходит снижение КСВ.

В заключение рассмотрим вопрос влияния малоцикловой деформации на ЗТВ и сварной шов. Прежде всего отметим, что природа ее влияния аналогична основному металлу. Это подтверждается характером зависимости механических свойств материала от количества циклов деформирования. Но в то же время имеются и заметные отличия. Малоцикловая деформация ЗТВ приводит к более высокой скорости зарождения пор и развитию микротрешин. Причем зарождение пор и микротрешин происходит главным образом на границе ЗТВ –

шов и эти дефекты играют более заметную роль, чем в основном металле. В этой связи скорость снижения механических свойств в ЗТВ заметно выше.

В сварном шве, где роль микротрещин еще более велика, мы видим хрупкое разрушение. Это разрушение хорошо описывается в рамках модели Гриффитса. С увеличением количества циклов в результате накопления микропор на границах зерен и тройных стыках интеркристаллитное разрушение переходит в межкристаллитное.

Склонность сварных соединений к деформационному старению при малоциклических нагрузках определяли на образцах Шарпи, измеряя ударную вязкость после деформирования (рисунок 3.12).

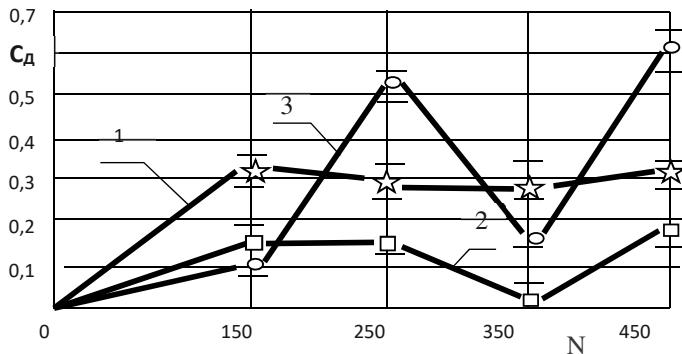


Рисунок 3.12 – Зависимость коэффициента деформационного старения Ст3сп – 1, металла ЗТВ – 2, и металла шва – 3, от числа циклов деформирования

Впервые установлено, что с увеличением числа циклов деформирования нелинейно возрастает степень старения, причем металл шва по сравнению с основным металлом и металлом ЗТВ имеет большую скорость деформационного старения.

3.2.3 Деградация свойств резервуарных сталей во времени

Деградацию свойств металла изучали на образцах, вырезанных из стенок резервуаров, остановленных в ремонт после 23, 32 и 38 лет эксплуатации.

Для исследования металла вырезали участок листа со сварным швом диаметром 800^{+50} мм в одном из двух нижних поясов резервуара. Предпочтение отдавали наиболее нагруженному участку стенки. Вырезку контрольной заготовки из корпуса производили газокислородной резкой. Зону перекристаллизации металла 5...10 мм от края реза удаляли механическим путем. Для испытаний на разрыв изготавливали плоские полнотолщинные образцы, форма и размеры образцов представлены в [137]. Для испытания на ударный изгиб применяли образцы с U- и V-образным надрезом.

Для определения механических свойств металла шва и зоны термического влияния (ЗТВ) на них выполняли надрезы. Разметку для нанесения надрезов проводили по макрошлифам. С целью получения результатов испытания с вероятностью не ниже 0,95 вырезали из основного металла: пять образцов вдоль проката для испытания на разрыв; по пять образцов вдоль и поперек проката для испытания на ударный изгиб при каждой из температур: 20, 0, -20, -40 °C, всего 40 образцов. Из сварных соединений вырезали пять образцов для разрыва, кроме того, по пять образцов с надрезом по металлу шва и по ЗТВ для испытания на ударный изгиб для каждой из температур: 20, 0, -20, -40 °C, всего 40 образцов. Температуру испытаний обеспечивали при помощи сухого льда и измеряли с погрешностью не более 0,5 °C. Испытания на разрыв проводили на универсальной испытательной машине фирмы Instron. Испытания на ударный изгиб – на маятниковом копре типа МК-30М. Химический состав металла стенки резервуара выявляли методом спектрального анализа с помощью стиля скопа типа «Спектр».

В качестве объектов исследования приняли стальные вертикальные резервуары вместимостью 5000 м³ из сталей Ст3сп, Ст3kp, которые применялись для хранения бензина в течение 32 и 38 лет соответственно, а также 10 000 м³ из стали 09Г2С, в котором хранили дизельное топливо 23 года.

Анализ результатов испытаний основного металла на разрыв показал, что предел прочности по прокату на 2...3 % выше предела прочности поперек проката. Кроме того, при длительной эксплуатации резервуаров наблюдается упрочнение металла (σ_b , σ_t) до 10 % по сравнению с исходным состоянием и снижение пластичности δ до 60 % по сварным соединениям, что повышает склонность шва и окколошовной зоны к зарождению и развитию трещин.

Испытания на ударный изгиб при температурах от 20 до -40 $^{\circ}\text{C}$ показали, что ударная вязкость стали и сварных соединений СтЗсп после длительной эксплуатации значительно ниже по сравнению с такими же характеристиками стали в состоянии поставки.

Одновременно с испытанием полнотолщинных образцов исследовали механические характеристики металла, вырезанного из стенки резервуара, послойно. Так, например, из СтЗсп толщиной 10 мм вырезали послойно пять образцов толщиной 1 мм. Испытания на разрыв производили на универсальной испытательной машине фирмы Instron. Результаты испытаний представлены в таблице 3.5.

Установлено, что при эксплуатации резервуара происходит старение металла с изменением механических свойств. Видно, что поверхностный слой со стороны контакта с жидкостью имеет пониженные показатели прочности и пластичности.

Таблица 3.5 – Механические свойства СтЗсп по толщине стенки резервуара

Место вырезки образца	σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ , %	ψ , %
Поверхностный слой, контактирующий с бензином	373	245	21	26
Первый средний слой	412	255	29	41
Второй средний слой	417	255	27	40
Третий средний слой	417	255	28	47
Слой, контактирующий с внешней средой	432	280	26	40
По ГОСТ 380-88, не менее	373	245	26	-

Образцы для изготовления макро- и микрошлифов отбирали из контрольных заготовок для механических испытаний основного металла и сварных соединений. Образцы вырезали вдоль проката и готовили в соответствии с ГОСТ 5640-68. Высоту образца определяли из условия удобства манипулирования при полировании 10...20 мм. Кроме того, вырезали по два образца из сварного соединения перпендикулярно к оси шва. Один из них готовили для макро-, второй – для микроисследования. Образцы включали в себя все сечение шва: обе зоны термического влияния и прилегающие к ним участки основного металла. Вырезку образцов осуществляли механическим способом без перегрева, применяли малые подачи и обильное охлаждение.

Получение поверхности без рисок, рельефа и следов деформации достигали путем проведения последовательных операций шлифования и полирования. Микроструктуру стали и сварного соединения выявляли путем травления. Режимы шлифования, полирования и состав растворов приведен в [137].

Макроскопический анализ сталей и сварных соединений производили с помощью микроскопа МИМ-10 при увеличении 30...40 крат. Целью исследования макроструктуры является выявление макронесплошностей, макротрешин, усадочных раковин, рыхлот и др. макродефектов. Так, макроскопический анализ сварного соединения стенки РВС-5000, выполненной из СтЗкп, в котором сварные швы были отремонтированы с наложением накладки, показал, что в металле шва имели место поры и макротрешинки. Наличие таких дефектов существенно снижает прочность сварных соединений и повышает вероятность хрупкого разрушения резервуара.

Микроскопический анализ стали и сварных соединений производили на микроскопах типа Неофот, Эпиквант, МИМ-10. Количественный анализ структуры металла осуществляли измерением ферритных зерен и перлитных колоний непосредственно на микроскопе или на фотографиях.

Для определения поперечных размеров сечений элементов линейным методом (методом секущих) на фотографиях микроструктуры наносили сетку

линий. Расстояние между линиями должно быть больше, чем средний поперечный размер зерна. Длину прямых линий выбирали с таким расчетом, чтобы каждая из них пересекала не менее 30 элементов счета. Затем линейкой с погрешностью не более 0,5 мм измеряли размер хорды элемента, попавшего на данную прямую линию.

Малоуглеродистые и низколегированные стали, применяемые в резервуаростроении, имеют строчечность или определенную ориентацию структурных составляющих, поэтому секущие на микроструктуре следует располагать перпендикулярно к оси ориентации. С целью получения результата с вероятностью не ниже 0,95 брали число элементов счета не менее 1000.

В таблице 3.6 приведены результаты металлографических исследований резервуарных сталей и сварных соединений. Установлено, что независимо от времени эксплуатации металл стенки резервуара сохраняет равновесную перлитно-ферритную структуру. Металл в зоне термического влияния (ЗТВ) сварных соединений также имеет равновесную структуру, но с меньшим размером зерен. Металл шва содержит грубую дендритную структуру, характерную для сварных швов, выполненных сваркой плавлением. Различия в микроструктуре металла шва, ЗТВ и основного металла приводят к различию в механических свойствах, что подтверждено результатами механических испытаний.

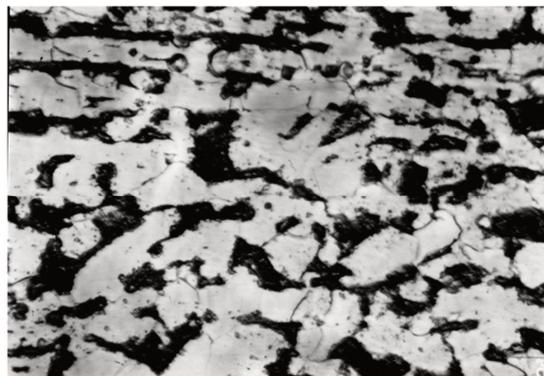
При металлографическом исследовании определяли толщину поврежденного коррозией слоя, для чего применяли оптический микроскоп с окулярным винтовым микрометром типа МОВ-1-15Х. Увеличение микроскопа выбирали в пределах 150...250 крат из условия достаточности разрешающей способности и удобства измерений. По результатам пяти измерений с вероятностью не ниже 0,95 определяли среднюю величину слоя, поврежденного коррозией.

Таблица 3.6 – Характеристика микроструктур резервуарных сталей

Марка Стали	Время эксплуатации, лет	Феррит		Перлит	
		Объемное содержание, %	Средний размер зерна, мкм	Объемное содержание, %	Средний размер зерна, мкм
Ст 3 сп	32				
Основной металл		74	18,4	26	6,3
ЗТВ		-	10	-	-
Основной металл	В состоянии поставки	69	14,7	31	6,0
Ст 3 кп	38				
Основной металл		57	14,1	43	10,7
ЗТВ		67	15,1	33	7,3
Металл шва		52	19,0	48	14,0
09Г2С	23				
Основной металл		66	12,4	34	9,7
ЗТВ		72	7,2	28	6,8
Металл шва		56	10,2	44	8,9
16Г2АФ					
Основной металл	В состоянии поставки	60	2,8	40	2,5

Так, при исследовании металла, вырезанного из стенки РВС-5000, изготовленного из Ст3сп и бывшего в эксплуатации 32 года, установлена фрагментация зерен феррита и перлитных колоний на глубину 0,84 мм (рисунок 3.13). Это привело к снижению механических свойств слоя металла, что подтверждено экспериментально.

С целью изучения тонкой структуры металла из листа стенки резервуара вырезали участок площадью 10*20 мм. На электроэррозионном станке вырезали по одной заготовке толщиной 1 мм для изготовления фольги из поверхностного слоя, контактировавшего с нефтепродуктом, середины листа и поверхностного слоя, контактировавшего с внешней средой. Заготовки утоняли до 100 мкм на шлифовальной бумаге. Окончательное утонение производили на установке для электролитического полирования.



а



б



в

Рисунок 3.13 – Микроструктура стали Ст3сп после 32 лет эксплуатации (х500):
а – приповерхностный слой со стороны контакта с воздухом; б – срединный
слой; в – приповерхностный слой со стороны контакта с бензином

Электронномикроскопические исследования структуры «на просвет» проводили на электронном микроскопе типа JEM-2000 EX при увеличении 5000...15 000 крат.

Исследования тонких фольг показали, что 30-летняя эксплуатация СтЗсп в качестве стенки резервуара приводит к изменению ее тонкой структуры. В поверхностном слое, находящемся в контакте с нефтепродуктом, произошла фрагментация ферритных зерен и перлитных колоний (рисунок 3.14а) на глубину до 0,84 мм. Фрагментация зерен и колоний, по-видимому, обусловлена деформацией по типу малоциклической усталости в коррозионной среде. Исследования металла на глубине 4...5 мм от поверхности и поверхностного

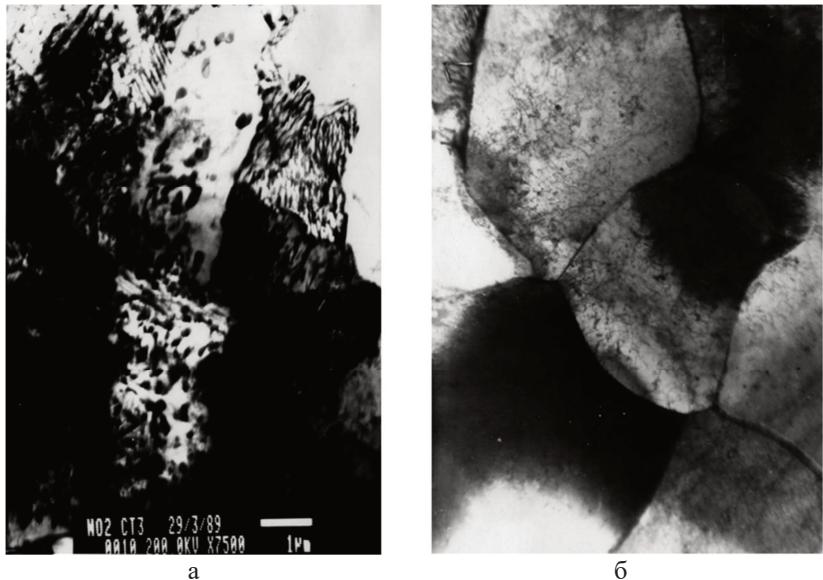


Рисунок 3.14 – Электронно-микроскопические фотографии тонкой

структуре стали СтЗсп после 32 лет эксплуатации:

- а – фрагментация ферритных зерен и перлитных колоний в приповерхностном слое (x7500);
- б – дислокации в зернах феррита внутреннего слоя стенки резервуара (x12000)

слоя, находящегося в контакте с атмосферой, показали (рисунок 3.14б), что фрагментация зерен незначительна, плотность дислокаций равномерна по зернам феррита. В развитии современных представлений о работоспособности резервуарных конструкций с повреждениями, внесенными в процессе сооружения или развившимися при эксплуатации, исключительно важную роль играют фрактографические исследования. В науке о прочности направление, занимающееся изучением строения изломов, получило название фрактография (от английского слова *fracture* – излом, разрушение). Несмотря на то что особенности изломов давно используют в практических исследованиях, научный подход к изучению их еще только разрабатывается.

Для фрактографических исследований использовали поверхности изломов резервуарных сталей и сварных соединений. Структурные исследования производили на растровом электронном микроскопе JSM-840 с применением локального электронно-зондового микроанализатора. Исследования изломов производили при малых (0...30 крат) и высоких (450...100 000 крат) увеличениях. При малых увеличениях устанавливали вид и характер разрушения, дефекты структуры в виде макронесплошностей, приводящие к снижению механических свойств металла (рисунок 3.15а). При высоких увеличениях выявляли особенности тонкого строения, элементы микрорельефа, необходимые для определения механизма разрушения, элементы структуры, являющиеся источником зарождения разрушения, а также микронеоднородности в строении металла. С помощью количественного анализа методом сеток устанавливали количество, геометрические параметры неметаллических включений. Неметаллические включения имеют, как правило, форму глобулей. Основным морфологическим признаком глобулярных включений является наличие полостей (рисунок 3.15б). Окруженные полостями включения становятся очагами разрушения. В вершинах «чашек» вязкого излома наблюдались включения разных размеров, в том числе самые мелкие.

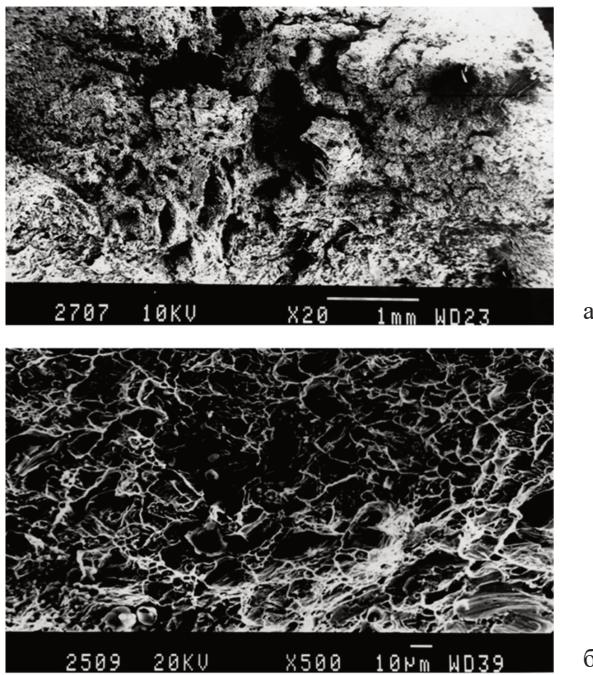


Рисунок 3.15 – Фрактография изломов Ст3сп после 32 лет эксплуатации:

а – вязкий излом и наличие полостей (х20);

б – включения в микронесплошностях (х500)

Анализ показал, что во всех швах имеются включения, в основном глобулярной формы. Состав и размеры включений, а также степень их влияния на образование микротрещин зависят от химического состава металла и степени его деформации. В малоуглеродистых и низколегированных стальях, применяемых в резервуаростроении, включения представляют собой алломосиликаты марганца, т. е. содержат кремний, марганец и алюминий. Размеры включений находятся в пределах 0,1...5 мкм. При затвердевании таких включений вокруг них образуются микропустоты, объем которых больше объема самих включений. Появление подобных пустот в сварных соединениях, по-видимому, связано также со значительными различиями в коэффициентах объемного расширения включений и металла матрицы.

Фрактографические исследования изломов стали Ст3сп после эксплуатации в течение 32 лет проводили после испытаний образцов на разрыв и изгиб. Обнаружено, что на поверхности изломов имеются выделения (частицы) размером до одного мкм. Локальный микрорентгеноспектральный анализ частиц на установке Link показал, что частицы представляют собой сульфиды FeS и MnS с содержанием серы до 10 %, марганца – до 26 %, и железа – до 64 %. Частицы располагаются в основном по границам зерен. По-видимому, деформация, которой подвергался в процессе эксплуатации металл стенки, приводит к сегрегации лигирующих элементов по границам зерен и образованию частиц. Образование таких частиц по границам зерен снижает пластичность металла и объясняет его охрупчивание.

При исследовании Ст3сп, вырезанной из стенки резервуара, установлено, что сульфиды неравномерно распределены по объему металла. На рисунке 3.16 показаны фрактографии поверхностей излома и соответствующие им распределения сульфидов (таблица 3.7). Видно, что места образования пор и микротрецин соответствуют местам образования кластеров. Таким образом, наглядно подтверждена взаимосвязь между образованием пор и микротрецин в металле, приводящих к его охрупчиванию, с образованием кластеров.

Таблица 3.7 – Распределение сульфидов по толщине стенки резервуара

Расположение поверхности излома	Объемная доля, %
Приповерхностный слой, контактирующий с бензином	19
Первый средний слой	16
Второй средний слой	10
Третий средний слой	4
Приповерхностный слой, контактирующий с внешней средой	11



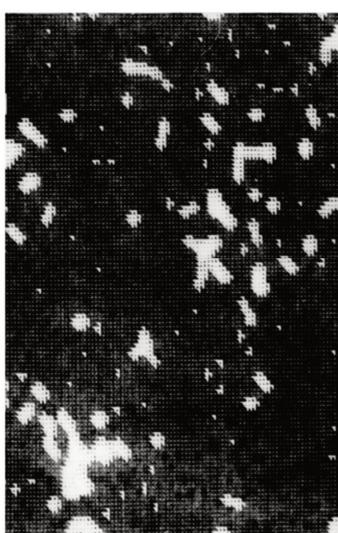
а



б



в



г

Рисунок 3.16 – Морфология изломов послойных образцов Ст 3сп
после 32 лет эксплуатации в бензине:
а, б, в, г – фрактограммы и распределения S по поверхности излома
приповерхностного и срединного слоев стенки резервуара, соответственно
(x1500)

Механизм вязкого разрушения при этом представляют следующим образом. С началом деформирования перед вершиной трещины развивается гидростатическое поле напряжений. По мере своего роста поле охватывает включения, и вокруг них образуются пустоты. Во многих сталях местом образования пустот являются включения сульфидов марганца. Гораздо меньше их образуется на включениях оксидов. После того как начальные пустоты образовались, материал как единое целое удерживается в трехосном поле напряжений перемычками между ними. С ростом напряжений перемычки между пустотами деформируются точно так же, как сужается микроскопическая шейка на гладком разрывном образце. Если материал может уплотняться, то деформация в этих перемычках произойдет вдоль логарифмических спиралей, берущих начало от вершины трещины, и каждая перемычка может сузиться практически до «острия зубила». Если же способность к деформационному упрочнению исчерпывается, произойдет локализация деформации в полосах интенсивного скольжения. В этом случае объединение пустот наступает в результате сдвига по этим полосам. Одним из вопросов, который следует изучить, является причина образования пустот. В работе [199] сообщают, что декогезия и растрескивание частицы оказываются эффективными путями зарождения пустот. Авторы работы [195] отмечают, что в перлитной стали тонкие карбидные выделения при растрескивании порождают пустоты. Частицы сульфида марганца остаются целы на протяжении всего процесса деформирования, как и мелкие карбидные частицы.

Если частицы не склонны к растрескиванию, то очень важным фактором, определяющим степень деформации, требуемой для зарождения пустоты, будет прочность поверхности раздела между частицей и матрицей. Отмечают [206], что, присутствуя в металле, сульфиды марганца почти всегда являются предпочтительным видом включений, у которых образуются первые пустоты. Этот результат связывали с тем, что по температурному коэффициенту линейного расширения сульфиды марганца больше отличаются от матрицы, чем все другие включения, встречающиеся в сталях.

Утверждают также, что после закалки поверхности раздела сульфидов и матрицы уже деформированы, поэтому при нагружении для их раскрытия потребуется меньше приложенное напряжение. Согласно другим предположениям, очень важным фактором в ослаблении связи по поверхности раздела частиц и матрицы является сегрегация растворенных элементов к этим поверхностям. Хорошо известно, что границы зерен в сталях будут ослаблены в случае сегрегации к ним таких элементов, как фосфор и сера. Результаты исследования [195] свидетельствуют, что вязкое разрушение действительно изменится в результате термической обработки, которая должна вызвать сегрегацию.

Если исходить из общей модели, то должно быть ясно, что вязкость стали должна зависеть от концентрации, размера, формы и количества частиц выделившейся фазы. Многими исследователями показано, что рост содержания серы в металле, приводящий к увеличению плотности выделений сульфидов, ведет к понижению трещиностойкости в условиях вязкого разрушения. Показано [185, 187], что форма частиц может оказаться очень важным фактором. Сферические частицы карбидов гораздо менее эффективны в генерировании пустот и, следовательно, разрушении, нежели пластинчатые карбидные выделения в перлите.

Оценку степени охрупчивания сталей и сварных соединений резервуаров после их длительной эксплуатации производили на образцах для испытания на ударный изгиб. При малом увеличении определяли площади, занимаемые вязким и хрупким разрушениями, с абсолютной погрешностью, не превышающей 10 %. По средним значениям измерений строили зависимости (рисунок 3.17) для основного металла и металла шва. Затем определяли критическую температуру хрупкости T_{kp1} , как температуру, при которой в изломе содержится пятьдесят процентов вязкой составляющей. Сравнивая критические температуры различных зон сварного соединения стенки резервуара, определили наименьшую величину T_{kp1} . Полученная температура будет нижней температурной границей безопасной эксплуатации резервуара.

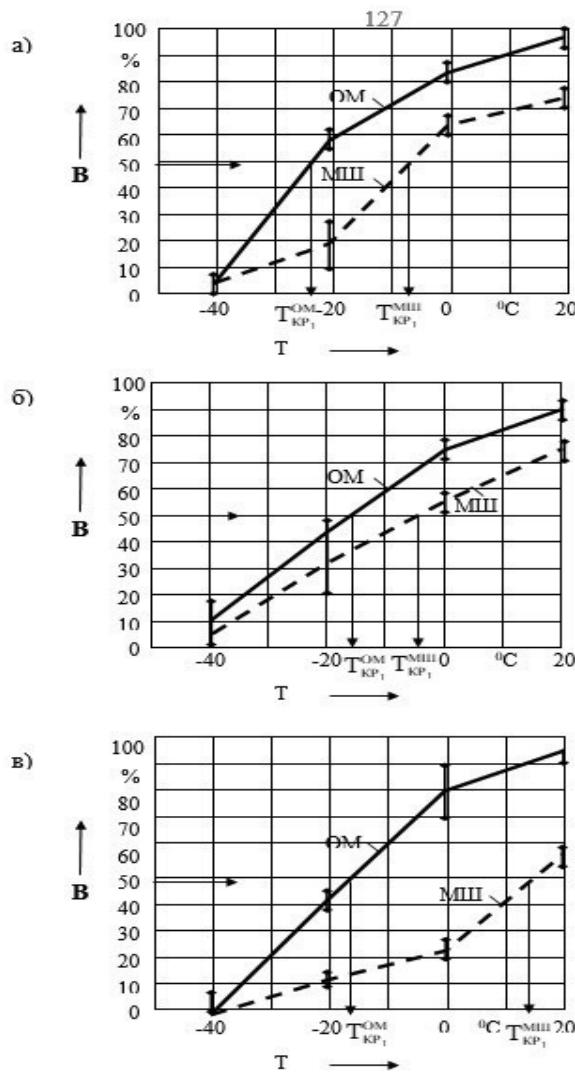


Рисунок 3.17 – Зависимости доли вязкого разрушения В

от температуры испытания:

а – Ст3сп после 32 лет; б – Ст3kp после 38 лет;

в – сталь 09Г2С после 32 лет эксплуатации

Таким образом, установлено, что при эксплуатации резервуаров происходит деформационное старение металла, в результате чего изменяются его механические свойства. Исследования химического состава, тонкой структуры металла и поверхностей изломов показали, что при эксплуатации резервуара происходит образование сульфидных соединений в виде включений. Вокруг включений образуются полости, способные объединяться в микротрешины.

3.2.4 Модель живучести резервуара по малоцикловой прочности

Остаточный ресурс сварных конструкций оценивают путем определения количества циклов N_0 в инкубационном периоде образования трещины в конструкции до образования микротрешины размером a_0 и в период устойчивого роста трещины N_f до образования трещины размером a_f . [13]. Считают, что после образования трещины размером a_f происходит лавинное разрушение конструкции. Кинетический критерий накопления поврежденности в конструкциях записывают в виде:

$$N_p = N_0 + N_f, \quad (3.42)$$

где N_p – количество циклов нагружения конструкции до ее разрушения.

Расчет долговечности конструкций на первой стадии накопления повреждений можно произвести по формуле Н. А. Махутова:

$$N_0 = \min \left\{ \frac{\frac{1}{4} \left(\frac{1.28E * \ln(1-\psi)^{-1}}{1.28n_\sigma * \sigma_c^* / \varphi_c - \sigma_r} - 1 \right)^2}{\frac{1}{4n_N} \left(\frac{1.28E * \ln(1-\psi)^{-1}}{1.28\sigma_a^* / \varphi_c - \sigma_r} - 1 \right)^2}, \dots \right\}, \quad (3.43)$$

где E – модуль упругости металла, $E = 2 * 10^5$ МПа;

ψ – относительное сужение металла;

n_σ – коэффициент запаса по напряжениям, $n_\sigma = 2$;

σ_a^* – амплитуда условных напряжений в расчетной точке, МПа;

φ_c – коэффициент, учитывающий снижение механических характеристик металла в результате сварки. Для малоуглеродистой стали: при ручной электродуговой сварке $\varphi_c = 0,8$; при автоматической дуговой сварке $\varphi_c = 0,9$;

n_N – коэффициент запаса по долговечности, $n_N = 10$;

σ_r – допустимые циклические напряжения в сварных соединениях, равные:

$$\sigma_r = 2\sigma_{-1} / (k_\sigma^*(1 - r)), \quad (3.44)$$

σ_{-1} – предел выносливости на растяжение, для углеродистой стали $\sigma_{-1} = 0,28 \sigma_B$, для легированной стали $\sigma_{-1} = 0,4 \sigma_B$;

σ_B – предел прочности металла;

r – коэффициент асимметрии циклов нагружения, $r = \sigma_{min} / \sigma_{max}$;

σ_{min} , σ_{max} – минимальные и максимальные напряжения циклов нагружения соответственно.

Анализ формулы (3.44) показал, что автор только частично учитывает повреждения в сварных соединениях конструкции, так как коэффициент φ_c характеризует только концентрацию напряжений в зоне перехода от основного к наплавленному металлу. Кроме того, в (3.44) не учитывается деградация металла в процессе длительной эксплуатации. Расчеты по (3.44) приводят к завышенным результатам.

Предлагается для оценки остаточного ресурса резервуара принять модель (3.45), позволяющую учесть более полно концентраторы напряжений в конструкции и деградацию свойств металла.

Выше названные замечания можно учесть в определении амплитуды условных напряжений в расчетной точке по формуле:

$$\sigma_a^* = f[(\sigma_h, \Delta\sigma_k, \Delta\sigma_c, \Delta\sigma_t, \Delta\sigma_F) / (1 - C_d)]. \quad (3.45)$$

Расчет на малоцикловую прочность резервуара на стадии роста микротрещины от a_0 до a_f будем проводить в соответствии с ГОСТ 34233.6-2017.

Условие малоцикловой прочности будет выполнено, если амплитуда напряжений σ_a , возникающих при эксплуатации резервуара, не превышает допустимую амплитуду напряжений для заданного числа циклов, либо при

заданной амплитуде напряжений эксплуатационное число циклов N не превышает допустимое число циклов

$$\sigma_a \leq [\sigma_a], N \leq [N]. \quad (3.46)$$

Номинальные напряжения в зоне дефекта определяют по выражению

$$\sigma_h = \sqrt{\sigma_K^2 + \sigma_M^2 - \sigma_K * \sigma_M}, \quad (3.47)$$

где σ_K, σ_M – кольцевые и меридиональные напряжения в зоне дефекта.

Амплитуду напряжений в зоне дефекта рассчитывают по формуле

$$\sigma_a = 0,5K_\sigma * \sigma_l, \quad (3.48)$$

где K_σ – эффективный коэффициент концентрации напряжений в сварном соединении

$$K_\sigma = \rho * \xi / \varphi, \quad (3.49)$$

где ρ – коэффициент качества поверхности сварного шва, для бесшовной обечайки $\rho = 1$, для необработанной поверхности сварного шва $\rho = 1,1$;

ξ – коэффициент, учитывающий тип сварного соединения (таблица 3.8);

φ – коэффициент прочности сварных швов (таблица 3.9).

Таблица 3.8 – Значения коэффициента типа сварного соединения

№ п/п	Тип сварного соединения	ξ
1	Бесшовная оболочка	1,0
2	Стыковое с полным проваром и плавным переходом	1,0
3	Тавровое с полным проваром и плавным переходом	1,0
4	Стыковое и тавровое с полным проваром без плавного перехода	1,2
5	Стыковое с усиливающим сварным швом	1,2
6	Тавровое без полного проплавления кромки	1,5

Допустимую амплитуду напряжений определяют по формуле

$$[\sigma_a] = C_t A / \sqrt{n_N N} + B / n_\sigma. \quad (3.50)$$

Допустимое число циклов нагружения вычисляют по формуле

$$[N] = \frac{1}{n_N} \left(\frac{AC_t}{\sigma_a - B/n_\sigma} \right)^2, \quad (3.51)$$

где A, B, C_t – коэффициенты, которые определяются по таблице 3.10;

n_N , n_σ – коэффициенты запаса прочности по числу циклов и по напряжениям, соответственно $n_N = 10$, $n_\sigma = 2,0$.

Таблица 3.9 – Значения коэффициента прочности сварного шва

№ п/п	Тип сварного соединения и способ сварки	φ	
		Контроль 100 %	Контроль менее 100 %
1	Стыковое или тавровое с двусторонним проваром, выполняемое автоматической или полуавтоматической сваркой	1,0	0,9
2	Стыковое с подваркой корня шва или тавровое с двусторонним проваром, выполненное вручную (РЭДС)	1,0	0,9
3	Стыковое, сварка с одной стороны с остающейся подложкой	0,9	0,8
4	Тавровое, с двусторонним швом без полного проплавления	0,8	0,65
5	Стыковое, с односторонней сваркой на флюсовой либо керамической подложке	0,9	0,8
6	Стыковое, с ручной электродуговой сваркой с одной стороны	0,9	0,65

Таблица 3.10 – Характеристики A и B , коэффициент C_t

Материал	A , МПа	B , МПа	C_t (t в ^0C)
Углеродистая сталь	$0,60 \cdot 10^5$	$0,4R_{mit}$	$\frac{2500 - t}{2500}$
Низколегированная и легированная сталь	$0,45 \cdot 10^5$	$0,4R_{mit}$	$\frac{2500 - t}{2500}$
Аустенитная сталь	$0,60 \cdot 10^5$	$0,4R_{mit}$	$\frac{2500 - t}{2500}$
Высокопрочная сталь для болтов $R_m > 700$ МПа	$0,25 \cdot 10^5$	$0,4R_{mit}$	$\frac{2500 - t}{2500}$

R_{mit} – временное сопротивление материала при расчетной температуре, МПа

Известно, что процесс гидравлического нагружения резервуара состоит из ряда циклов N_f с разными амплитудами нагрузок, при этом должно быть выполнено условие

$$U = \sum \frac{N_j}{[N_j]} \leq 1, \quad (3.52)$$

Амплитуды напряжений σ_{aj} в j -м блоке нагружения в зависимости от высоты положения дефекта определяют в ПАО «Транснефть» по таблице 3.11.

Таблица 3.11 – Правила определения амплитуды напряжений

№ п/п	Высота расположения дефекта $H_{\text{деф}}$	Амплитуда напряжений σ_{aj} в j -м блоке нагружения
1	$H_{\text{max}} > H_{\text{деф}}$ и $H_{\text{min}} > H_{\text{деф}}$	$\sigma_{a,j} = \sigma_a \frac{H_{\text{max}} - H_{\text{min}}}{H_n - H_{\text{деф}}}$
2	$H_{\text{max}} > H_{\text{деф}}$ и $H_{\text{min}} \leq H_{\text{деф}}$	$\sigma_{a,j} = \sigma_a \frac{H_{\text{max}} - H_{\text{деф}}}{H_n - H_{\text{деф}}}$
3	$H_{\text{max}} \leq H_{\text{деф}}$ и $H_{\text{min}} \leq H_{\text{деф}}$	$\sigma_{a,j} = 0$

H_n – проектный уровень взлива

Живучесть – расчетное число эквивалентных циклов нагружения $N_{\text{экс}}$ при заданном уровне взлива $H_{\text{экс}}$, представляющих ресурс, определяют по формуле

$$N_{\text{экс}} = \frac{1}{n_N} \left(\frac{AC_t}{\sigma_{a\text{экс}} - B/n_\sigma} \right)^2 \text{ при } \sigma_{a\text{экс}} > B / n_\sigma, \quad (3.53)$$

где $\sigma_{a\text{экс}}$ – амплитуда напряжений в дефекте при заданном уровне взлива $H_{\text{экс}}$ определяемая по формуле

$$\sigma_{a\text{экс}} = \sigma_a \frac{H_{\text{экс}} - H_{\text{деф}}}{H_n - H_{\text{деф}}}. \quad (3.54)$$

Срок безопасной эксплуатации резервуара при заданном уровне поврежденности и заданном уровне нагрузок можно определить по формуле

$$T_{\text{жив}} = N_{\text{экс}} / N_{\text{год}}, \quad (3.55)$$

где $N_{\text{год}}$ – среднее количество циклов нагружения в год.

Увеличение срока эксплуатации резервуара при необходимости может быть достигнуто путем снижения уровня нагрузок или его ремонта.

3.3 Прогнозирование живучести резервуара по критерию трещиностойкости

При наличии в конструкции резервуара трещиноподобного дефекта (непровар, несплавление, подрез) следует изучить живучесть резервуара по критерию трещиностойкости.

Н. А. Махутов и др. [116], учитывая множество локальных повреждений D_j и поврежденных конечных состояний $KC_i^{D_j}$ предложили живучесть системы определять минимальной условной вероятностью невыхода системы из области допустимых состояний δ при различных повреждениях:

$$G = \min P [\left\| KC_i^{D_j} - KC_0 \right\| < \delta \mid D_j]. \quad (3.56)$$

Авторы предложили также энергетический индекс живучести системы в виде

$$G_E = \sum_{k=0}^n E_{k+1}^{\text{разруш}} / \sum_{k=0}^n E_{k+1}^{\text{высв}}. \quad (3.57)$$

Если $0 \leq G_E < 1$, то система живучая, т. е. внутренних источников недостаточно, и для разрушения системы необходим подвод энергии извне.

Оценку живучести резервуара по критерию трещиностойкости можно произвести по условию

$$\left(\frac{K_1}{K_{1C}} \right)^4 + \left(\frac{\sigma_{in}}{\sigma_B} \right)^2 \leq 1, \quad (3.58)$$

где K_1 – коэффициент интенсивности напряжений на фронте трещины, МПа*м^{1/2};

K_{1C} – критическое значение вязкости разрушения, МПа*м^{1/2};

σ_{in} – интенсивность местных напряжений в зоне дефекта, МПа;

σ_B – минимальное значение предела прочности металла, МПа.

Критическое значение вязкости разрушения определяют по формуле

$$K_{1C} = \sqrt{219,78 * KCV}, \quad (3.59)$$

где KCV – ударная вязкость по ГОСТ 9454-78, Дж/см².

Коэффициент интенсивности напряжений на фронте трещины определяют по формуле

$$K_1 = \sigma_\Phi * \frac{\sqrt{\pi h}}{\Phi} * F_{tp}, \quad (3.60)$$

где σ_Φ – номинальное напряжение, перпендикулярное плоскости трещины в точке, в которой расположен дефект, при заданном уровне взлива $H_{\text{эксп}}$, МПа;

$$\sigma_\Phi = \sigma_n * \frac{H_{\text{эксп}} - H_{\text{деф}}}{H_n - H_{\text{деф}}}. \quad (3.61)$$

Для внутреннего дефекта в качестве σ_n используют мембранные напряжения в зоне дефекта $\sigma_{\text{мем}}$. Для поверхностного дефекта σ_n определяют по формуле

$$\sigma_n = \sigma_{\text{мем}} + \sigma_{\text{изг}} * Q, \quad (3.62)$$

где $\sigma_{\text{мем}}$ – мембранные напряжения, перпендикулярные плоскости трещины в зоне расположения дефекта, при заданном уровне взлива $H_{\text{ЭКС}}$, МПа;

$\sigma_{\text{изг}}$ – изгибное напряжение, перпендикулярное плоскости трещины в зоне расположения дефекта, при заданном уровне взлива $H_{\text{ЭКС}}$, МПа.

$$Q = 1 - [1,22 + 0,12 \left(\frac{h}{a}\right)] \left(\frac{h}{\delta}\right) + [0,55 - 1,05 \left(\frac{h}{a}\right)^{0,75} + 0,47 \left(\frac{h}{a}\right)^{1,5}] \left(\frac{h}{\delta}\right)^2, \quad (3.63)$$

h – глубина расчетной трещины, м;

Φ – полный эллиптический интеграл второго рода, вычисляемый по формуле

$$\Phi = \sqrt{1,0 + 1,464 \left(\frac{h}{a}\right)^{1,65}}, \quad (3.64)$$

где a – полуудлинна расчетной трещины, мм.

$F_{\text{тр}}$ – поправочная функция размеров для полуэллиптических трещин, которую определяют по выражению

$$F_{\text{тр}} = M_1 + M_2 \left(\frac{h}{\delta}\right)^2 + M_3 \left(\frac{h}{\delta}\right)^4, \quad (3.65)$$

где δ – толщина стенки, мм;

M_1, M_2, M_3 – аппроксимирующие функции, которые при $h < a$ определяют, как:

$$M_1 = 1,13 - 0,09 h / a; \quad (3.66)$$

$$M_2 = \frac{0,89}{0,2+h/a} - 0,54, \quad (3.67)$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65+h/a} + 14(1,0 - h/a)^{2,4}, \quad (3.68)$$

Интенсивность местных напряжений σ_{in} в нетто-сечении стенки резервуара определяют по формуле

$$\sigma_{in} = \sigma_{\Phi} * k_{\sigma}, \quad (3.69)$$

где k_{σ} – коэффициент увеличения напряжений в нетто-сечении стенки в зоне продольной полуэллиптической трещины, который определяют из выражения

$$k_{\sigma} = \frac{\frac{1 - \frac{A_{\text{тр}}}{2*a*\delta}}{f_{ab}}}{1 - \frac{A_{\text{тр}}}{2*a*\delta}}, \quad (3.70)$$

где $A_{\text{тр}}$ – площадь эквивалентной трещины в плоскости осевого сечения стенки, мм^2 , которую определяют по формуле

$$A_{\text{tp}} = 0,5\pi^*a^*h, \quad (3.71)$$

f_{ab} – коэффициент, учитывающий размеры эквивалентной трещины, определяемый из уравнения

$$f_{ab} = 4,75 - \frac{3,75}{\sqrt{1 + \frac{1,3*a^2}{(D-\delta)*\delta}}}, \quad (3.72)$$

где D – диаметр стенки резервуара.

Для поперечной полуэллиптической трещины k_σ определяют по выражению

$$k_\sigma = \frac{\pi\eta + 2(1-\eta)\sin\beta}{\eta[\pi-\beta(1-\eta)]} + \frac{(\alpha_0-1)(\pi-\beta)}{\pi}, \quad (3.73)$$

где $\eta = \frac{\delta-h}{\delta}$, $\alpha_0 = 3 - 2^{(3\eta-1)/2\eta}$, $\beta = 2a / D$.

Скорость роста трещины можно определить по выражению

$$dh / dN = C * (K_{1\max} * \sqrt{1-R})^n, \quad (3.74)$$

где C и n – параметры циклической трещиностойкости. В соответствии с рекомендациями ANSI / API 579-1 для ферритных и аустенитных сталей в воздушной и прочих не агрессивных средах при температуре до 100 °C $n = 3$, $C = 1,648 * 10^{-8}$ (МПа * $\sqrt{м}$)⁻³ * мм;

$K_{1\max}$ – коэффициент интенсивности напряжений при максимальном нагружении в цикле, МПа $^*м^{1/2}$;

R – коэффициент асимметрии цикла (отношение минимальной к максимальной нагрузке в цикле).

Расчет предельного приращения глубины трещины Δh , при котором достигается срок безопасной эксплуатации в условии (3.59) равенства единице при глубине трещины, равной $h + \Delta h$. При этом Δh должно быть не более чем $0,7\delta - h$.

Расчетное число эквивалентных циклов N , при котором достигается срок безопасной эксплуатации при заданном уровне взлыва $H_{\text{эксп}}$ определяют по формуле

$$N = \int_h^{h+\Delta h} \frac{dh}{[K_1(h,a,\sigma_\phi)]^n}. \quad (3.75)$$

Срок безопасной эксплуатации резервуара в годах при наличии трещиноподобного дефекта определяют по формуле

$$T = N / N_{\text{год}}, \quad (3.76)$$

где $N_{\text{год}}$ – количество эквивалентных циклов нагружения за последний год.

Исследование трещиностойкости резервуарной стали. В работе была исследована трещиностойкость листового проката, широко применяемого в резервуаростроении. В качестве материала использовали сталь марки Ст 3 сп.

Таблица 3.12 – Механические свойства исследуемой стали

Марка стали	Вид Проката	Толщина, мм	Предел текучести, МПа	Предел прочности, МПа
Ст 3 сп	Лист	10	250	390

Форма и размеры образцов для испытания выбраны в соответствии с ГОСТ 25.506-85 с учетом реальной толщины нижнего пояса стенки резервуара вместимостью 5000 м³. Компактные образцы (тип 3) вырезали таким образом, чтобы направление развития трещины было перпендикулярно направлению проката листа (обозначение L-T), т. е. соответствовало направлению развития возможного дефекта в виде трещины.

Испытания на трещиностойкость проводили при $T = 20^{\circ}\text{C}$ на установке УМЭ-10Т при пульсирующем цикле нагружения. Скорость перемещения активного захвата составляла $V = 0,5$ мм / мин ($\approx 2...3$ цикла / мин). Длину трещины фиксировали с помощью оптического измерителя деформации. Точность измерения составила $\pm 0,01$ мм. Режимы испытания образцов приведены в таблице 3.13.

Таблица 3.13 – Режимы испытания образцов

Номер образца	Максимальная нагрузка, Р _{max} , кН	Номинальное напряжение, σ, МПа
1 – 1	10	235
1 – 2	10	235
1 – 3	9	211
1 – 4	10	235
1 – 5	9	211
1 – 6	9	211

Результаты испытаний образцов представлены на рисунок 3.17 в виде зависимости скорости роста трещины от размаха интенсивности напряжения $dl / dN = f(\Delta K)$.

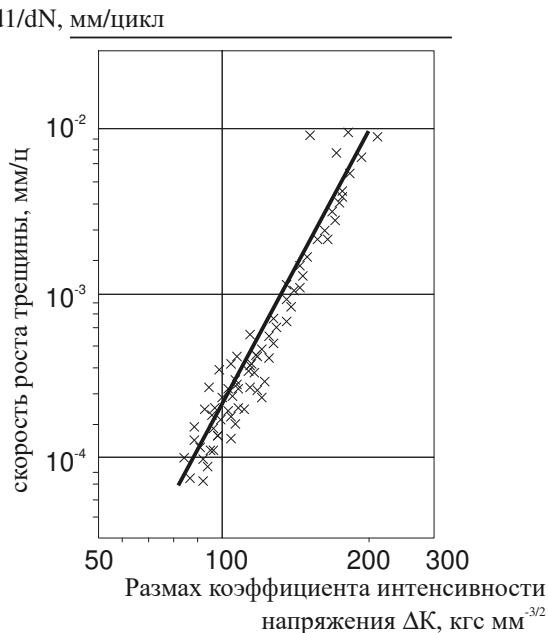


Рисунок 3.17 – Скорость роста трещины Сталь 3сп при $T = 20^{\circ}\text{C}$

Размах коэффициента интенсивности напряжения определялся в соответствии с пунктом 5.1.2 ГОСТ 25.506-85 для образца типа 3 как:

$$\Delta K = \frac{\Delta P_{\max}}{t \sqrt{b}} Y. \quad (3.77)$$

Номинальные напряжения по ослабленному сечению образца рассчитывали в соответствии с пунктом 5.1.5 ГОСТ 25.506-85 как:

$$\sigma_o = \frac{P_{\max}}{(b-1)t} \left[1 + \frac{3(b+1)}{b-1} \right]. \quad (3.78)$$

По экспериментальным данным $d l / d N$ и ΔK шести испытанных образцов для прямолинейного участка кривой $d l / d N = f(\Delta K)$ рассчитано уравнение регрессии:

$$\lg d l / d N = -13,462 + 4,900 * \lg \Delta K. \quad (3.79)$$

Среднее квадратичное отклонение результатов испытаний от линии регрессии составляет $C.K.O. = 0,031$. В этом случае значения постоянных в уравнении Париса $d l / d N = C (\Delta K)^m$, используемом на практике для прогнозирования циклической долговечности эксплуатируемого объекта при наличии начального дефекта (трещина, пора, непровар, дефект структуры и т.п.), составляют: $C = 3,45 \cdot 10^{-14}$, $m = 4,9$.

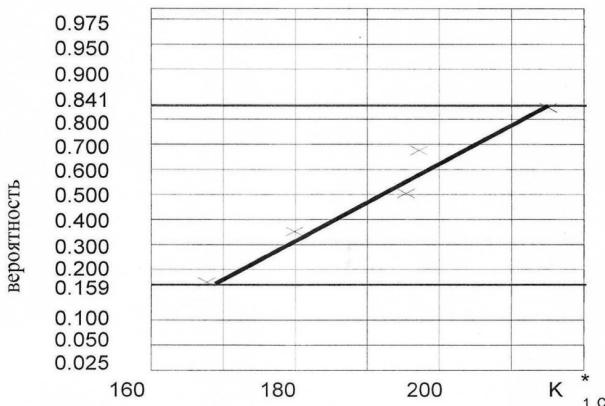


Рисунок 3.18 – Распределение экспериментальных значений критического коэффициента интенсивности напряжения при циклическом нагружении

По результатам испытаний образцов на трещиностойкость определены критические коэффициенты интенсивности напряжения при малоцикловом нагружении, значения которых несколько ниже, чем соответствующие значения, полученные при статическом нагружении. На рисунке 3.18 приведена зависимость распределения, построенная по результатам испытаний пяти образцов.

Среднее значение коэффициента интенсивности напряжения и среднее квадратичное отклонение составляют $K_{IC} = 1906 \text{ Н / мм}^{3/2}$ и $C.K.O. = \pm 165 \text{ Н / мм}^{3/2}$ соответственно.

3.4 Влияние геометрических несовершенств на живучесть резервуара

Влияние несовершенств геометрической формы на напряженно-деформированное состояние тонкостенных оболочек является одной из актуальных и полностью не изученных научных проблем [87]. К настоящему времени решен только ряд частных задач. Общей теории оболочек с учетом геометрической нелинейности в настоящее время пока нет. Вертикальные цилиндрические резервуары для хранения нефти и нефтепродуктов относят к сооружениям в виде тонкостенной оболочки, так как основным конструктивным элементом резервуара является стенка.

В настоящее время при расчете НДС стенки резервуара в расчетной схеме принимают ее идеализированную конструкцию, и расчет производят в линейной постановке задачи. Для учета несовершенств геометрической формы при расчете на прочность и устойчивость стенки тонкостенной оболочки необходимо аналитическое описание ее поверхности. Однако несовершенства формы стенки резервуара носят случайный характер как по месту их положения, так и по величине отклонения от идеальной цилиндрической формы.

Цель. Целью данной работы является оценка влияния геометрических несовершенств стенки резервуара для хранения нефти на его живучесть.

Опыт строительства резервуаров показал, что невозможно построить вертикальный стальной резервуар без отклонения стенки от вертикали. Допустимые значения отклонения стенки от вертикали определены нормами. До настоящего времени измерение отклонений стенки резервуара от вертикали производили по вертикальным образующим в зоне сварных соединений с шагом 6 м с помощью теодолита или тахеометра. В работе [24] предложено отклонения стенки резервуара от вертикали определять методом лазерного сканирования.

Особенность конструкций сварных цилиндрических резервуаров заключена в том, что их поверхность вследствие сварочных деформаций и других причин всегда имеет те или иные отклонения от проектной формы.

Предельные отклонения образующих стенки резервуара от вертикали регламентируются [140].

На практике отклонения образующих стенки резервуара от вертикали зачастую превышают допустимые значения. Исследована реальная задача определения допустимого уровня залива резервуара вместимостью 5000 м³, имеющего отклонения стенки от вертикали, представленные в таблице 3.14.

Таблица 3.14 – Отклонения образующих стенки резервуара от вертикали

Номера горизонтальных швов	Отклонения образующих стенки резервуара от вертикали, мм											
	Номера вертикальных швов											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Верх	-29	-141	-156	-82	-208	-188	-420	-243	-53	98	196	63
7	-29	-112	-43	-65	-175	-128	-322	-199	-43	78	174	57
6	-25	-88	-45	-56	-133	-82	-256	-165	-42	64	138	42
5	-31	-75	-42	-39	-98	-37	-221	-131	-41	47	104	29
4	-23	-67	-40	-37	-82	-8	-173	-103	-31	34	80	15
3	-20	-52	-33	-24	-56	25	-118	-76	-21	25	55	12
2	-19	-29	-19	--13	-37	33	-76	-49	-16	-13	36	6
1	-16	-19	10	0	-14	14	-35	-22	-11	-10	13	-22
Низ	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Определение напряженно-деформированного состояния с учетом этих отклонений аналитическими методами не представляется возможным в силу случайного характера геометрической формы стенок резервуара. Для исследования нами выбран один из современных численных методов – метод конечных элементов (МКЭ). Конструкция резервуара представляется как совокупность элементов, имеющих конечные размеры и взаимодействующих между собой только в узлах сетки конечных элементов (КЭ). Стенки и кровля резервуара моделировались тонкостенными оболочечными КЭ, центральная стойка – стержневыми КЭ, имеющими кольцевое поперечное сечение. При использовании КЭ указанных типов каждый узел сетки КЭ имеет шесть степеней

свободы, соответствующих шести узловым перемещениям (три составляющих перемещений по координатным осям x_1, x_2, x_3 и три угла поворота относительно координатных осей x_1, x_2, x_3). При использовании МКЭ в качестве основных неизвестных задачи принимаются узловые перемещения. Для каждого КЭ они образуют вектор узловых перемещений $\{\lambda\}$.

$$\{\lambda\} = \{\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_N\}^T, \quad (3.80)$$

где N – общее число узловых перемещений КЭ.

Для двухузлового балочного КЭ $N=12$, для четырехузлового оболочечного КЭ $N=24$. Знак T означает операцию транспонирования. Все остальные неизвестные (перемещения, деформации и напряжения в произвольной точке КЭ) выражаются через вектор $\{\lambda\}$.

Перемещение произвольной точки M :

$$u_i(M) = \Phi_{ik}(M) \lambda_k, \quad (3.81)$$

где $i = 1, 2, 3; k = 1, 2, \dots, N$

или в матричной форме:

$$\{u\} = \{\Phi\} \{\lambda\}, \quad (3.82)$$

где $\Phi_{ik}(M)$ – функции формы КЭ.

В качестве функций формы используются степенные полиномы координат точки M . Используя формулы Коши, можно записать компоненты тензора деформаций ε_{ij} :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \text{ где } i, j = 1, 2, 3. \quad (3.83)$$

Подставляя (3.82) в (3.83), получим выражение компонент тензора деформаций через вектор $\{\lambda\}$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \phi_{ik}}{\partial x_j} + \frac{\partial \phi_{jk}}{\partial x_i} \right) \lambda_k, \quad (3.84)$$

или в матричной форме:

$$\{\varepsilon\} = \{B\} \{\lambda\}, \quad (3.85)$$

где: $\{B\} = \left\{ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \phi_{ik}}{\partial x_j} + \frac{\partial \phi_{jk}}{\partial x_i} \right) \right\}$.

Для того чтобы получить выражение для компонент тензора напряжений σ_{ij} , воспользуемся законом Гука в обратной форме:

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl} \varepsilon_{kl},$$

где D_{ijkl} – тензор упругих постоянных ($i, j, k, l = 1, 2, 3$).

Закон Гука в матричной форме запишем в следующем виде:

$$\{\sigma\} = \{D\} \{\varepsilon\}. \quad (3.86)$$

Подставляя в (3.85) выражение (3.86), получим:

$$\{\sigma\} = \{D\} \{B\} \{\lambda\}. \quad (3.87)$$

Уравнения, из которых определяются перемещения, получим на основании принципа возможных перемещений.

Пусть вектор $\{u\}$ определяет поле перемещений для всех точек КЭ, возникающих под действием объемных $\{q\}$ и поверхностных $\{p\}$ усилий. Дадим каждой точке дополнительное малое смещение $\{\delta u\}$, не противоречащее наложенным связям (возможное перемещение). На основании принципа возможных перемещений приращение работы внутренних сил приравняем работе внешних сил на возможных перемещениях.

$$\int_V \{\delta \varepsilon\}^T \{\sigma\} d v = \int_V \{\delta u\}^T \{q\} d v + \int_S \{\delta u\}^T \{p\} d s, \quad (3.88)$$

где v – объем КЭ;

s – поверхность, ограничивающая КЭ.

Учитывая (3.82) и (3.85), запишем $\{\delta u\} = \{\Phi\} \{\delta \lambda\}$, $\{\delta \varepsilon\} = \{B\} \{\delta \lambda\}$.

Тогда $\{\delta u\}^T = \{\delta \lambda\}^T \{\Phi\}^T$, $\{\delta \varepsilon\}^T = \{\delta \lambda\}^T \{B\}^T$.

Из уравнения (3.88) получаем

$$\int_V \{B\}^T \{D\} \{B\} d v \{\lambda\} = \int_V \{\Phi\}^T \{q\} d v + \int_S \{\Phi\}^T \{p\} d s. \quad (3.89)$$

Введем обозначения:

$\int_V \{B\}^T \{D\} \{B\} d v = \{K\}$ – матрица жесткости КЭ;

$\int_V \{\Phi\}^T \{q\} d v + \int_S \{\Phi\}^T \{p\} d s = \{F\}$ – вектор обобщенных узловых сил.

С учетом сделанных обозначений из (3.89) получим:

$$\{K\} \{\lambda\} = \{F\}. \quad (3.90)$$

Полученная система уравнений относительно узловых перемещений $\{\lambda\}$ является системой линейных алгебраических уравнений. По смыслу уравнения

(3.90) есть уравнения равновесия. Рассматривая всю конструкцию как совокупность КЭ, получим:

$$\{\bar{K}\}\{\bar{\lambda}\}=\{\bar{F}\}, \quad (3.91)$$

где $\{\bar{K}\}$ – глобальная матрица жесткости;

$\{\bar{\lambda}\}$ и $\{\bar{F}\}$ – векторы узловых перемещений и узловых усилий для всей конструкции.

Элементы глобальной матрицы жесткости $\{\bar{K}\}$ могут быть получены путем суммирования соответствующих элементов матриц $\{K\}$ для отдельных КЭ.

Из решения системы (3.91) находят вектор узловых перемещений $\{\bar{\lambda}\}$, а затем по формулам (3.81), (3.85) и (3.87) определяют перемещения, деформации и напряжения. Представленный алгоритм расчета реализован в среде пакета моделирования и конечно-элементного анализа COSMOS / M. Решение задачи состоит из следующих основных этапов:

1. Разработка геометрии конечно-элементной модели резервуара. При моделировании геометрической формы стенок резервуара отклонения вертикальных швов аппроксимировались кубическими полиномами.

2. Разбиение конструкции на конечные элементы. Сетка КЭ включает в себя 2688 оболочечных КЭ и 20 стержневых КЭ. Общее число узлов 2709.

3. Описание условий закрепления. Для узлов, лежащих на нижней кромке стенки резервуара, принятые условия жесткой заделки.

4. Описание условий нагружения. Нами было рассмотрено совместное действие нагрузок от собственного веса конструкции и гидростатического давления жидкости, наполняющей резервуар. Величина давления на высоте "y" определялась по формуле $p = 1,05 \gamma_{ж} (H-y)$. H – высота налива жидкости.

5. Описание материала конструкции. В расчетах полагали материал для всех КЭ упругим и изотропным.

6. Формирование глобальной матрицы жесткости.

7. Определение узловых перемещений из решения системы 15 672 линейных алгебраических уравнений.

8. Определение деформаций и напряжений в узлах и КЭ сетки.

В решении приняты следующие значения исходных данных:

Высота стенок резервуара – 11 940 мм. Диаметр нижнего пояса – 22 790 мм. Средняя толщина стенок – 6,6175 мм. Средняя толщина кровли – 2,635 мм. Материал – Сталь 09Г2С. Предел текучести – $\sigma_T = 345$ МПа. Предел прочности – $\sigma_{bp} = 490$ МПа. Расчетное сопротивление – $R=220\div250$ МПа. Модуль упругости – $E = 210$ ГПа. Коэффициент Пуассона – $\nu = 0,3$. Плотность – $\rho_{ct} = 7,85 \cdot 10^{-6}$ кг/мм³. Удельный вес жидкости $\gamma_{ж} = 1 \cdot 10^5$ Н/мм³. Ускорение свободного падения $g = 9,81$ м/с².

Результаты расчета представлены в виде полей распределения эквивалентного напряжения по Мизесу:

$$\sigma_{экв} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \text{ где } \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3 \text{ – главные}$$

напряжения.

Максимальные эквивалентные напряжения и коэффициенты запаса прочности по пределу текучести и по пределу прочности для рассмотренных уровней налива жидкости представлены в таблице 3.15.

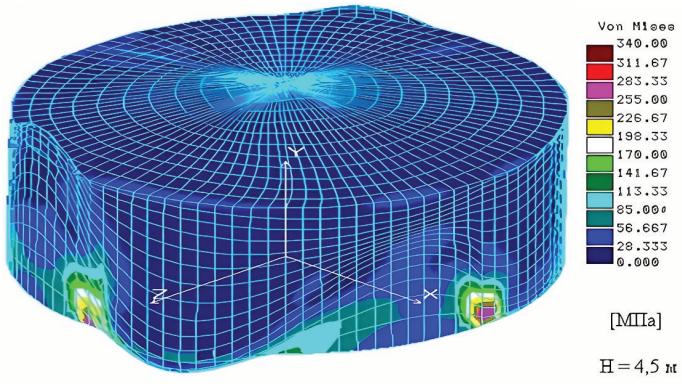
Таблица 3.15 – Напряжения и коэффициенты запаса прочности

Высота столба жидкости H, м	$\sigma_{экв}^{max}$, МПа	$\sigma_T / \sigma_{экв}^{max}$	$\sigma_{bp} / \sigma_{экв}^{max}$
4,5	340	1,015	1,441
4	231,5	1,490	2,117

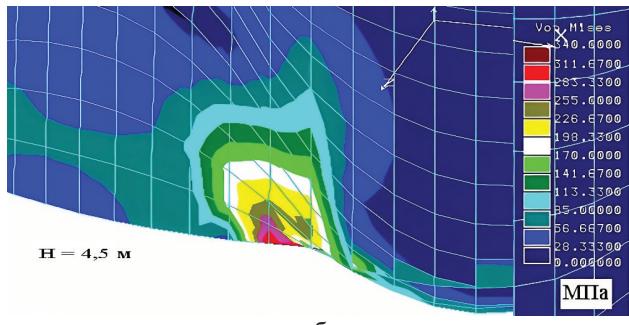
На рисунке 3.19а, б, в представлено напряженно-деформированное состояние стенки резервуара при различных уровнях налива продукта.

Выводы

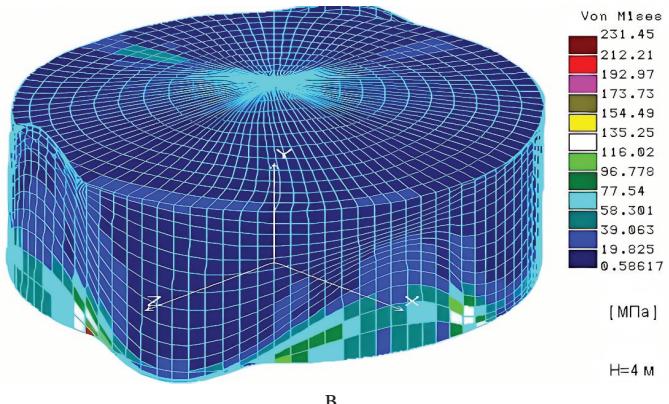
Сопоставление максимальных эквивалентных напряжений с расчетным сопротивлением показывает, что условие прочности $\sigma_{экв}^{max} \leq R$ для резервуара с отклонениями, представленными в таблице 1.4, выполняется только при высоте налива жидкости H= 4 м (231 < 250).



a



б



в

Рисунок 3.19 – Напряженно-деформированное состояние стенки резервуара для различных уровней налива продукта

При высоте налива $H > 4,5$ м максимальное эквивалентное напряжение по Мизесу становится больше величины предела текучести. Следовательно, в зоне концентрации напряжений, появившейся в результате отклонения образующих стенки от вертикали, имеют место пластические деформации. При разгрузке (слив жидкости) появляются остаточные деформации. Повторный цикл «нагрузка-разгрузка» также приведет к появлению остаточных деформаций, которые будут суммироваться с деформациями от предыдущего цикла. В итоге в зоне концентрации напряжений могут образоваться трещины, дальнейший рост которых может привести к катастрофическим последствиям.

Современные вертикальные стальные резервуары вместимостью 50 000 м³ также имеют отклонения от проектной геометрической формы, которые, безусловно, влияют на их живучесть.

В настоящее время существует методика лазерного сканирования стенки резервуара [24], которая позволяет получить фактическую геометрию стенки с высокой степенью дискредитации поверхности. Отклонения стенки резервуара от вертикали в виде выпучен и вмятин (рисунки 3.20 и 3.21) следует отнести к геометрической нелинейности стенки резервуара.

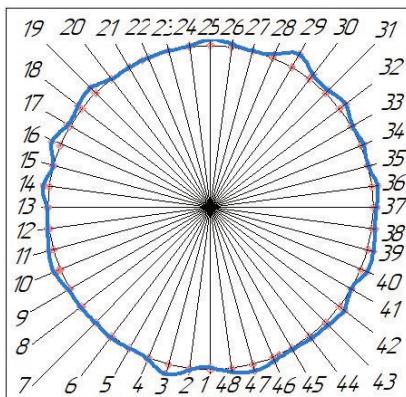


Рисунок 3.20 – Отклонения стенки РВС 50 000 во втором поясе

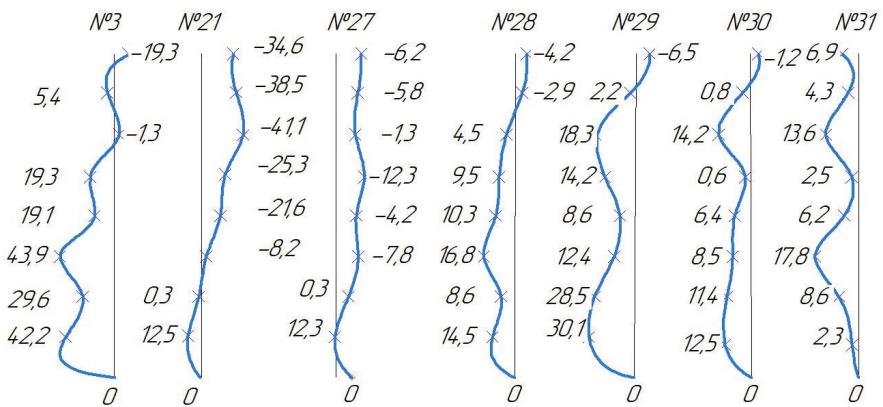


Рисунок 3.21 – Отклонения по высоте стенки РВС 50 000

А. П. Сальников под руководством профессора Г. Г. Васильева выполнил работу [152], в которой представлена методика наземного лазерного сканирования и методика оценки НДС резервуаров методом конечных элементов. Однако в работе не дана оценка влияния геометрических несовершенств стенки на живучесть резервуара, а также не рассмотрен вопрос причин образования вмятин и выпучен.

3.5 Физическая нелинейность в стенке резервуара

Физическую нелинейность стенки резервуара можно объяснить наличием остаточных пластических деформаций в листах после их деформации (вальцовки) для придания проектного радиуса оболочки, а также наличием остаточных напряжений в зоне сварных соединений и различием структур в основном металле, зоне термического влияния и сварном шве. Кроме того, современные технологии сварочного производства не позволяют получить бездефектное сварное соединение, поэтому в сварной конструкции резервуара всегда имеются дефекты.

Известно, что при линейном расчете стенки РВС на прочность, расчете толщины пояса стенки определяют расчетные напряжения в поясе стенки и сравнивают полученный результат с расчетным сопротивлением стали, примененной в проекте. Для определения расчетного сопротивления стали R применяют формулу

$$R = R_{yn} * \gamma_c * \gamma_t / (\gamma_m * \gamma_n), \quad (3.92)$$

где R_{yn} – нормативное сопротивление, принимаемое равным гарантированному значению предела текучести по действующим стандартам и ТУ на сталь, МПа;

γ_c – безразмерный коэффициент условий работы пояса стенки,

γ_t – безразмерный температурный коэффициент,

γ_m – безразмерный коэффициент надежности по материалу,

γ_n – безразмерный коэффициент надежности по ответственности.

Учет выше приведенных коэффициентов предполагает работу стенки резервуара при напряжениях равных (0,6...0,7) * σ_t , что является завышенным требованием к прочности конструкции. В литературе нет научного обоснования данных коэффициентов, предположительно эти коэффициенты были определены методом экспертной оценки, а затем вошли в нормативные документы.

Считают, что расчетное сопротивление применяемой стали R постоянно по всей толщине стенки. Однако на заводе резервуарных конструкций листы деформируют по радиусу резервуара, переводя их из упругого в упруго-пластичное состояние (рисунок 3.22).

На рисунке 3.22 видно, что эпюра относительных деформаций содержит слои металла, примыкающие к нейтральной поверхности, где относительные деформации находятся в зоне упругости, а периферийные слои находятся в зоне пластичности.

В качестве примера рассмотрим нижний пояс стенки резервуара диаметром 60,7 м, с толщиной стенки 26 мм, выполненный из стали 09Г2С и деформированный по радиусу $R_p = 30350$ мм. Тогда радиус нейтральной поверхности будет $R_n = 30363$ мм, а радиус наружной поверхности

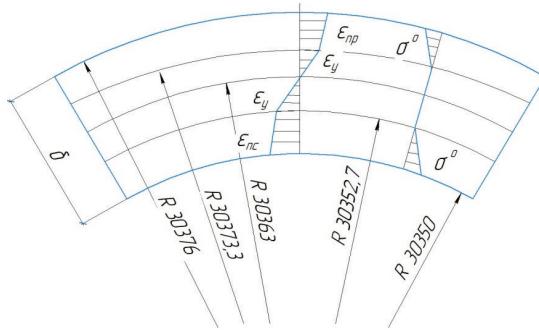


Рисунок 3.22 – Эпюры ε и σ^0 в стенке резервуара в результате вальцовки листов ε_y , $\varepsilon_{\text{пр}}$, $\varepsilon_{\text{пс}}$ – относительные деформации упругости, пластичности растяжения и сжатия соответственно, δ – толщина стенки резервуара, σ^0 – остаточные напряжения

$R_{\text{нап}} = 30376$ мм. Разделим толщину стенки δ на 13 слоев, толщиной по 2 мм, и рассчитаем относительную деформацию ε каждого слоя. В связи с симметрией ε относительно нейтрального слоя расчеты произведем только с наружной стороны листа. Порядковый номер слоев назначим от наружной поверхности деформированного листа. Длины слоев определим на центральном угле оболочки $\beta = 1^\circ$ по формуле $l_i = \pi R_i / 180$. Относительную остаточную деформацию каждого слоя определим по формуле $\varepsilon_i = \Delta l_i / l_i$. Результаты расчета сведем в таблицу 3.16.

Таблица 3.16 – Послойные физические свойства нижнего пояса РВС 50000 м³

№ слоя	Радиус слоя, мм	ε	σ_i , МПа	E_i^* , МПа
1	30376	0,0428	371	8668
2	30374	0,0362	352	9724
3	30372	0,0297	331	11145
4	30370	0,0231	305	13218
5	30368	0,0165	275	16645

Для определения зависимости напряжений от степени деформации в зоне упрочнения металла провели испытание на растяжение по ГОСТ 1497-84 круглых образцов, вырезанных из стали 09Г2С (рисунок 3.23). Известно, что

линейный характер зависимости напряжения от деформации свойственен только при незначительных деформациях. В нашем случае между точками 0A. Зависимость на данном участке подчиняется закону Гука $\sigma = E^* \epsilon$, где E – модуль упругости Юнга. На участке AB кривой расположена площадка текучести. На участке BCD металл находится в стадии пластичности, где происходит его упрочнение, следовательно, модуль упругости является величиной переменной. Академик В. В. Новожилов предложил модуль упругости E^* на участке пластичности металла определять экспериментально.

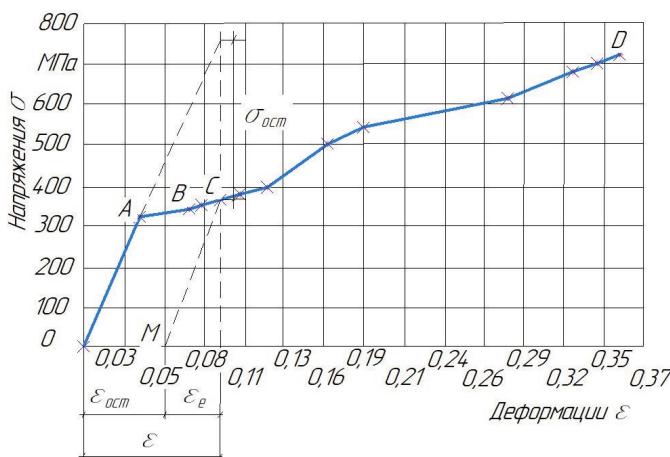


Рисунок 3.23 – Зависимость напряжения от степени деформации стали 09Г2С

По относительной деформации образцов определены напряжения и модули упругости в зоне пластичности, результаты испытаний сведены в таблицу 3.17.

Результаты испытаний были обработаны методом наименьших квадратов и получена регрессионная зависимость напряжений σ от относительных деформаций ϵ в виде степенной функции

$$\sigma = A^* \epsilon^m = 1000,2082 * \epsilon^{0,3149}. \quad (3.93)$$

Таблица 3.17 – Зависимость напряжения и модуля упругости от степени деформации стали 09Г2С

ε_i	0,034	0,037	0,050	0,061	0,080	0,104	0,147	0,237	0,280	0,299	0,310
$\sigma_i, \text{МПа}$	345	370	395	420	450	480	530	610	670	700	720
$E_i^*, \text{МПа}$	9079	9920	7900	6885	7377	4615	3605	2574	2393	2341	2323

Индекс корреляции данной зависимости $K = 0,9932$. Средняя ошибка аппроксимации $A = 2,4\%$.

Модуль упругости в зоне пластичности был рассчитан по зависимости

$$E_i^* = \sigma_i / \varepsilon_i. \quad (3.94)$$

Из таблиц 3.14 и 3.15 видно, что при холодной деформации нелинейно изменяются физические свойства металла, наружные слои толщиной $\delta = 2,7$ мм имеют напряжения, превышающие напряжения текучести данной стали ($\sigma_T = 345$ МПа). Параметры A , m , зависящие от механических свойств металла, определяют по аналитическим зависимостям

$$A = \frac{\sigma_B}{\varepsilon_B^m} = \frac{\sigma_T}{\varepsilon_T^m} m = \frac{\lg \frac{\sigma_B}{\sigma_T}}{\lg \frac{\varepsilon_B}{\varepsilon_T}}. \quad (3.95)$$

Относительную деформацию ε_T определяют по зависимости

$$\varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E} + 0,002. \quad (3.96)$$

Механические свойства и константы уравнения (3.93) для резервуарных сталей приведены в таблице 3.18.

Расчет остаточных напряжений в деформированном листе основан на использовании теоремы Генриха Генки о разгрузке, где доказано, что остаточные напряжения σ^0 равны разности между истинными напряжениями σ в упругопластическом теле и теми напряжениями, которые возникли бы в идеальном упругом теле под действием внешних нагрузок σ^e (см. рисунок 3.20). Это можно записать в виде выражения

$$\sigma^0 = \sigma - \sigma^e. \quad (3.97)$$

Таблица 3.18 – Механические свойства и константы уравнения кривой упрочнения резервуарных сталей

Класс стали	Марка стали	ГОСТ	Механические свойства					Константы уравнения кривой упрочнения		
			E, МПа	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	$\varepsilon_{\text{в}}$	σ_{T} , МПа	ε_{T}	A, МПа	m	n
C245	Ст3пс	14637-89		370	0,26	245	0,0032	420,24	0,094	0,005
	Ст3Гпс			470	0,21	325	0,0036	542,57	0,091	0,007
C255	Ст3сп			460	0,21	305	0,0035	536,97	0,1	0,007
C345	09Г2С, $10 \leq \delta \leq 20$	19281-89	$2,1 \cdot 10^5$	510	0,21	390	0,0039	565,22	0,067	0,008
C345	09Г2С, $20 \leq \delta \leq 32$			590	0,19	440	0,0041	671,76	0,077	0,009
C390	10ХСНД	19282-89		700	0,14	600	0,0049	766,28	0,046	0,01
	10ХСНДА									
C440	10Г2СБ	ТУ								
	10Г2ФБ									
	10Г2ФБЮ									
C590	12ГН2МФАЮ-У									

Определим остаточные напряжения от вальцовки листа в нашем примере. Получим остаточные напряжения на внутренней поверхности листа $\sigma^0 = 320$ МПа, на наружной поверхности $\sigma^0 = -320$ МПа. Остаточные напряжения со знаком минус – сжимающие, со знаком плюс – растягивающие.

Принимаем, что толщина листа при изгибе не изменяется. При этом волокна у выпуклой поверхности листа увеличиваются по длине (растягиваются), а на вогнутой – уменьшаются (сжимаются). Длина условной срединной поверхности останется без изменения (рисунок 3.19). Радиус изгиба срединного волокна R_0 называют радиусом нейтрального слоя и определяют по формуле:

$$R_0 = L_0 / \varphi. \quad (3.98)$$

Максимальные деформации волокон возникают на поверхностях листа и определяются как:

$$\varepsilon_{\text{сж}} = [(l_{\text{вн}} - L_0) / L_0] * 100; \varepsilon_{\text{p}} = [(l_{\text{н}} - L_0) / L_0] * 100. \quad (3.99)$$

Выразим деформации через радиусы:

$$\varepsilon_{\text{сж}} = [(R_{\text{вн}} - R_0) / R_0] * 100; \varepsilon_{\text{p}} = [(R_{\text{н}} - R_0) / R_0] * 100. \quad (3.100)$$

Эпюра деформаций по толщине листа при изгибе представлена на рисунке 3.19.

Определим границу перехода упругих деформаций в пластические $R_{\text{уп}}$ по формуле

$$R_{\text{уп}} = (R_0 \varepsilon_{\text{уп}} / 100) + R_0, \quad (3.101)$$

где $\varepsilon_{\text{уп}}$ – относительная деформация на границе перехода металла из упругого в пластичное состояние. Примем напряжение перехода равное $\sigma_T = 345$ МПа, по формуле (3.96) получим $\varepsilon_{\text{уп}} = 0,034$.

Тогда радиус поверхности перехода металла из упругого в пластическое состояние растяжения будет равен $R_{\text{уп}}^{\text{растяжение}} = 30373,3$ мм, а радиус перехода металла из упругого в пластическое состояние сжатия $R_{\text{уп}}^{\text{сжатие}} = 30352,7$ мм. Таким образом, при деформировании листа нижнего пояса стенки резервуара 20,8 % от толщины листа переходит в состояние пластичности.

Известно, что при изгибе листа возникают деформации искривления с углом поворота поперечного сечения φ , создаваемые изгибающими моментами, и деформации сдвига, создаваемые поперечными силами Q , которые вызывают средний угол сдвига элемента

$$\gamma_{\text{cp}} = \frac{kQ}{GF}, \quad (3.102)$$

где k – коэффициент, учитывающий неравномерность распределения касательных напряжений в сечении. Его значение зависит от формы сечения. Так, например, для прямоугольника $k = 1,2$, а для двутавра при изгибе в плоскости его стенки $k = A / A_{\text{ст}}$, где A – площадь всего сечения двутавра; $A_{\text{ст}}$ – площадь стенки, G – модуль сдвига, F – площадь поперечного сечения листа.

Таким образом установлено, что при изгибе листа стенки под радиус резервуара, часть сечения листа переходит в пластическое состояние, где модуль упругости значительно меньше модуля упругости Юнга в упругой стадии. Этот факт дает нам право рассматривать стенку резервуара многослойной. Принято считать, что изгибающий момент в сечении воспринимается только несущим слоем, где металл находится в зоне упругости, а поверхностные слои воспринимают только касательные напряжения τ , которые в этом случае будут постоянны по толщине.

Результаты численного эксперимента и их обсуждение. С целью оценки остаточных напряжений в стенке оболочки в результате деформации листа под радиус резервуара $R = 30,35$ м, проведем численный эксперимент в вычислительном комплексе SCAD. В качестве модели примем лист стали 09Г2С размером $2*2*0,026$ м. Толщину листа $\delta = 26$ мм разделим на 3 слоя. Наружные слои толщиной 2,7 мм, которые в результате деформации переходят в область пластичности и срединный слой, который при деформации будет находиться в стадии упругости. Выберем в качестве конечного элемента объемный элемент размером $0,0125*0,0125*\delta_i$ м. Введем декартовую систему координат X0Z и связи по левой стороне листа по осям X, Y, Z, по правой стороне листа по осям Y, Z.

Определим прогиб f листа длиной $l = 2$ м, деформированного под радиус R по формуле:

$$f = R(1 - \cos(\phi/2)), \quad (3.103)$$

где ϕ – центральный угол деформации листа оболочки.

При длине листа $l = 2$ м, $\phi = 3,78^0$ максимальный прогиб листа составил $f = 0,0165$ м. Данный прогиб получен при равномерно распределенной нагрузке $q = 100,16 \text{ T/m}^2$.

Анализ напряжений по оси X показал, что при деформации листа под радиус оболочки возникают продольные напряжения величиной до $-112,8 \text{ MPa}$ в поверхностном слое сжатия и величиной $111,4 \text{ MPa}$ в поверхностном слое растяжения. Максимальные напряжения по оси Y в сжимающихся волокнах составили $-49,1 \text{ MPa}$, и в растягивающихся волокнах $-24,9 \text{ MPa}$.

Принято считать, что напряжения по оси Z, вызванные перерезывающей силой Q , являются величиной постоянной по толщине листа. Однако более глубокий анализ показывает, что данные напряжения изменяются по толщине листа в зависимости от степени деформации слоя. В результате прогиба листа под радиус резервуара возникли поперечные касательные напряжения $-18,8 \leq \tau_{yz} \leq 18,8 \text{ MPa}$. При этом главные и эквивалентные напряжения в сечении (рисунок 3.24) листа имеют переменный характер от $-25,5 \text{ MPa}$ в области сжатия, до $115,8 \text{ MPa}$ в области растяжения.

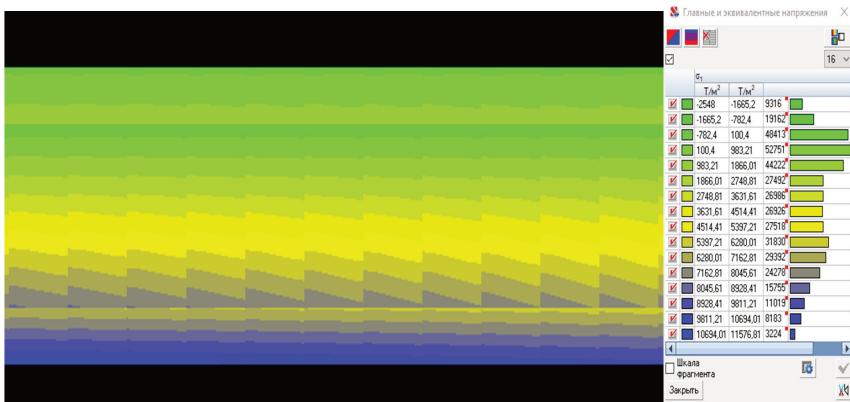


Рисунок 3.24 – Главные и эквивалентные напряжения
в сечении листа после деформации

Рассмотрим модельный лист, изогнутый по радиусу резервуара, при воздействии равномерно распределенной гидравлической нагрузки $q_1 = 17,1 \text{ T/m}^2$, соответствующей нагрузке на нижний пояс стенки резервуара РВС-50000 м³. Расчет произведен в нелинейной постановке задачи, при 15 шагах нагружения. Максимальные перемещения при этом возрастают до – 27,23 мм. Продольные напряжения в поверхностном слое сжатия превышают – 181,7 МПа, а в поверхностном слое растяжения – 203,1 МПа (рисунок 3.25).

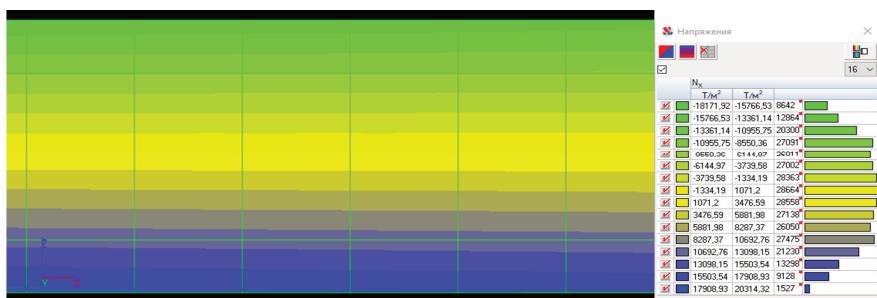


Рисунок 3.25 – Продольные напряжения при гидравлической нагрузке,
лист в упругопластическом состоянии

Известно, что при изгибе листа в сечении Y0Z возникают напряжения поперечного сдвига τ_{yz} , которые вызваны перерезывающей силой Q . При длине пластины l , максимальное значение τ_{yz} можно найти из выражения

$$\tau_{\max} = \frac{3}{2} \frac{Qy}{F}, \quad (3.104)$$

где F – площадь сечения пластины.

Максимальное значение перерезывающей силы Q будет возникать в точках опоры пластины и будет равно $Q = \frac{1}{2} (ql)$. На рисунке 3.26 показано распределение поперечных касательных напряжений τ_{yz} по толщине пластины. Видно, что максимальные поперечные касательные напряжения образовались в зоне упругости и достигают $\tau_{yz} = -32,7$ МПа, а в зоне пластичности τ_{yz} не превышают – 4,1 МПа. Известно, что поперечные касательные напряжения в абсолютно пластичном материале при его изгибе возникают в слоях, где материал находится в упругом состоянии. В рассматриваемом случае касательные напряжения имеют место не только в зоне упругости, но и в зоне пластичности. Это можно объяснить тем, что данный материал относится к упрочняющимся при переходе в пластичное состояние.

Главные и эквивалентные напряжения с учетом поперечных касательных напряжений определяют по формуле:

$$\sigma_{\text{экв}} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}. \quad (3.105)$$

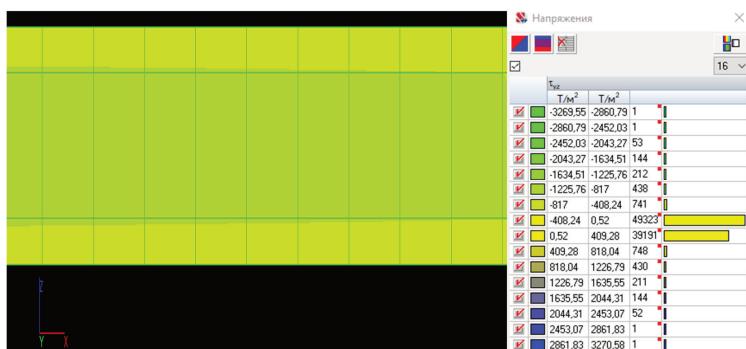


Рисунок 3.26 – Поперечные касательные напряжения

На рисунке 3.27 представлены главные и эквивалентные напряжения, которые возникают в пластине при деформации под радиус цилиндрической оболочки с последующим воздействием равномерно распределенной гидравлической нагрузкой. Видно, что напряжения по толщине пластины пропорциональны степени предварительной деформации и в поверхностном слое растяжения достигают 208,8 МПа, а в поверхностном слое сжатия – 47,5 МПа.

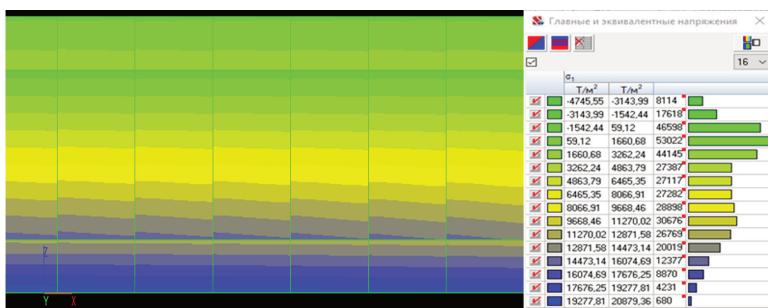


Рисунок 3.27 – Главные и эквивалентные напряжения при гидравлической нагрузке, лист в упругопластической стадии

Предполагаем, что при вальцовке несущих балок крыши резервуара возникают также остаточные напряжения, вызванные холодной деформацией. Следовательно, при расчете НДС вертикального стального резервуара следует учитывать остаточные напряжения, полученные в результате холодной деформации (вальцовки) как листов стенки, так и балок кровли.

Кроме того, при расчете НДС вертикального стального резервуара принимают нагрузки, равные их максимальному значению, так, снеговую нагрузку принимают по [160] в зависимости от района строительства резервуара, гидростатическую нагрузку закладывают в расчет от максимальной высоты столба жидкости. Однако в России для большинства климатических районов снеговая нагрузка на крышу резервуара накапливается нелинейно в течение 4–5

месяцев, и только в конце марта, в апреле она достигает своего максимума. Гидростатическая нагрузка на стенку резервуара возникает не единовременно. Заполнение резервуара нефтью может продлиться во времени до нескольких суток, имеют место технологические перерывы загрузки.

Эти факторы подтверждают необходимость пошагового приложения нагрузок, что соответствует методике расчета в нелинейной теории оболочек. Учет выше указанных факторов приводит нас к тому, что НДС корпуса вертикального стального резервуара следует определять в нелинейной постановке задачи, с учетом предварительной деформации листов (вальцовки). Это позволит уточнить напряжения и перемещения в конструкциях резервуара.

Выводы

1. При деформации (вальцовке) листов для стенки РВС нелинейно изменяются физические свойства по толщине листа с переходом поверхностных слоев листа из упругого в пластичное состояние. Установлено, что в пластическое состояние переходит более 20 % от толщины стенки тонкостенной оболочки.

2. Определены параметры упрочнения для резервуарных сталей. Установлено влияние предварительного деформирования на напряженное состояние листа. Функция зависимости остаточных напряжений в листе от степени деформации имеет степенной вид.

3. При расчете конструкций в виде оболочек следует определять не только напряжения, вызванные рабочими нагрузками, но и учитывать остаточные напряжения, полученные конструкцией в результате деформации при вальцовке.

4. Расчет стенки резервуара в линейной постановке задачи позволяет получить результаты НДС в первом приближении к истине. Стенка и несущие балки кровли РВС находятся в упруго пластичном состоянии, и расчет НДС резервуаров следует проводить в нелинейной постановке задачи с учетом остаточных напряжений, полученных при вальцовке заготовок.

3.6 Моделирование ребристо-кольцевой купольной крыши резервуара с учетом физической нелинейности металла

Расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) вертикальных стальных резервуаров принято выполнять аналитическим методом, при этом в расчетной модели стенку резервуара принимают в виде идеальной цилиндрической оболочки, а кровлю – в виде части идеальной сферы.

В настоящее время в России и за рубежом опубликованы результаты научных исследований, в которых расчет НДС резервуаров производят с учетом геометрической нелинейности численными методами. Так, в работе А. А. Тарасенко и др. [169] обосновывается правомерное использование численного расчета для работоспособности резервуара. Произведены аналитический и численный расчет на прочность и устойчивость резервуара и сравнение результатов. Анализ результатов расчета НДС резервуара показал, что разница между численным и аналитическим расчетом составляет не более 8 %.

В статье П. В. Чепур и др. [181] разработана конечная модель резервуара со стационарно-щитовой кровлей, состоящей из радиальных и кольцевых балок. В модели учтены все нагрузки, показаны эпюры распределения действующих напряжений и деформаций.

В работе М. Г. Каравайченко, А. К. Окаб [82] приведены расчет и анализ НДС сетчатой купольной крыши для резервуаров большого объема при использовании трех разных модулей. В работе [83] приведена методика расчета координат узлов купольной крыши, получен алгоритм расчета координат узлов для сетчатой купольной крыши. В статье [84] рассмотрена методика построения двухсетчатой купольной крыши для крупного вертикального стального резервуара.

Е. Г. Ильин и др. [70, 71] исследовали нагрузки и методы расчета стационарных крыш вертикальных стальных резервуаров.

Х. М. Ханухов и др. [180] предложили ряд конструкционных решений в изотермических резервуарах для хранения сжиженных газов.

М. Белоев, Н. Лолов [18] рассмотрели особенности выполнения монтажно-сварочных работ при сооружении изотермических резервуаров.

Таким образом, известны научные работы с применением численных методов расчета вертикальных стальных резервуаров, в том числе и с учетом геометрической нелинейности, но при этом не исследовано влияние физической нелинейности в зависимости напряжений от деформаций металла на прочность купольной крыши резервуара.

Целью данной работы является уточнение методики расчета НДС меридионально-кольцевой купольной крыши вертикального стального резервуара численным методом с учетом физической нелинейности материала.

Объектом исследования является резервуар для хранения сжиженного природного газа вместимостью 50 000 м³ [90]. Для данного резервуара используется ребристо-кольцевая купольная крыша с подвесной крышей (рисунок 3.37), которая представляет собой трехслойную панель, со средним слоем из теплоизоляционного материала. Подвесная крыша закреплена канатами к купольной крыше и предназначена для сохранения отрицательной температуры (до -163 ° С) сжиженного газа в резервуаре.

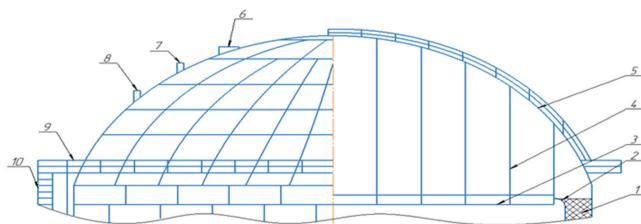


Рисунок 3.37 – Схема изотермического покрытия резервуара для хранения сжиженных газов:

- 1 – засыпная изоляция (перлит); 2 – гибкое изоляционное уплотнение;
- 3 – подвесная крыша; 4 – канаты; 5 – купольная крыша; 6 – люк замерный;
- 7 – клапан КДМ; 8 – клапан вентиляционный; 9 – смотровая площадка;
- 10 – лестница

В данной схеме не указана технологическая площадка и не учтена нагрузка от технологической площадки на купольную крышу.

Методика расчета купольной крыши в линейной постановке. Одним из основных численных методов для расчета строительных конструкций является метод конечных элементов (МКЭ). На сегодняшний день на основе МКЭ создано несколько вычислительных комплексов, из которых одним из наиболее востребованных в России и странах СНГ является Structure CAD Office (SCAD) – интегрированная система прочностного анализа и проектирования конструкций.

Объектом исследования является купольная крыша изотермического резервуара объемом 50 000 м³. Модель разбивается на конечные элементы. В результате такой разбивки появляются узлы, которые указывают на соединение элементов. В опорные узлы вводятся связи, которые обеспечивают соединение с неподвижным основанием. Нумерация узлов и элементов определяет последовательность задания исходной информации и чтение результатов счета. Конечные элементы, имеющие одинаковые жесткостные характеристики, объединяются по типам жесткости.

Расчет начинается с построения расчетной схемы, дискредитации исследуемого объекта на конечные элементы, приложения нагрузок на несущие элементы крыши резервуара. На крышу резервуара действуют следующие нагрузки: собственный вес, снеговая и ветровая нагрузки, температурные воздействия.

Во вкладке *Загружение* нажимаем *Собственный вес*. Задаем коэффициент включения собственного веса. Далее нажимаем *Сохранить / Добавить загружение*. Задаем имя нагрузке и другие параметры, нажимаем *Записать как новое*. Учитывается вес купольной крыши и подвесной платформы, подвешенной на армированных канатах. Снеговую нагрузку задаем следующим образом: выбираем *Узловые нагрузки*. В появившемся диалоговом окне ставим галочку *На группу элементов*, выбираем направление действия нагрузки и направления развития нагрузки.

Для задания загружения температурным воздействием нажмем на кнопку *Задание температурных нагрузок*. Вводим действие температуры по всему полю, изменение температуры по отношению к температуре замыкания.

Ветровые динамические воздействия. Нажимаем во вкладке *Загружения*, кнопку *Динамические воздействия*. Открывается окно *Параметры динамических воздействий*, в котором необходимо выбрать вид воздействия, а также необходимые параметры во вкладке *Пульсационная составляющая ветровой нагрузки*.

Записываем созданные загружения в проект, активизируя *Сохранить / Добавить загружение* инструментальной панели. В диалоговом окне вводим название нагрузки и нажимаем *Ok*.

Для расчета – активируем пункт Линейный раздел, *Расчет дерева проекта*. В диалоговом окне *Параметры расчета* нажимаем кнопку *Ok*. На вопрос *Проект был модифицирован. Сохранить изменения?* отвечаем *Да*.

После окончания расчета просматриваем окно *Протокол выполнения расчета*. При условии правильности выполнения (*Задание выполнено*) и отсутствия замечаний (*Геометрически измененная система*) активизацией кнопки *Выход* переходим в дерево проекта для анализа полученных результатов.

Для расчета главных и эквивалентных напряжений следует установить курсор на раздел *Графический анализ*. На панели управления нажимаем на кнопку *Постпроцессоры*. Затем на кнопку *Анализ главных и эквивалентных напряжений*.

Методика расчета купольной крыши в нелинейной постановке. Нелинейный расчет [92] учитывает физическую нелинейность металла после его деформирования и основан на идее пошагового увеличения нагрузки для отслеживания поведения системы. Данный расчет является более точным в сравнении с линейным.

В нелинейном расчете необходимо добавить преднапряженное состояние несущих балок. Для этого на панели задач заходим в *Назначения*, выбираем функцию *Преднапряженное состояние*, открывается диалоговое окно,

в котором необходимо выбрать *Стержни и вантовые элементы*, и задаем значения остаточных напряжений.

Далее выходим на экран управления проектом, раскрываем вкладку *Расчетная схема*, выбираем *Моделирование нелинейных нагрузок*. При нажатии на вкладку открывается диалоговое окно *Управления шаговым процессом*. Необходимо добавить нелинейное загружение с выбором метода загружения. Нажимаем *Добавить*, появляется строка с загружением, в которой необходимо выбрать рассматриваемую нагрузку и задать коэффициент загружения, количество шагов и метод загружения. В данном случае метод загружения – *Простой пошаговый*, само загружение. Выбираем коэффициент загружения 0,01 и количество шагов 100, ставим галочку *Сохранения результатов*, данный вид загружения необходимо сохранить кнопкой *Записать*, нажимаем *Ок*. Далее производим нелинейный расчет, исследуем результаты расчета.

Физическая нелинейность в несущих балках крыши резервуара.

Физическую нелинейность в несущих балках крыши резервуара можно объяснить нелинейностью зависимости напряжений от деформаций в сечении балки при ее деформировании (вальцовке) под радиус купола (рисунок 3.38).

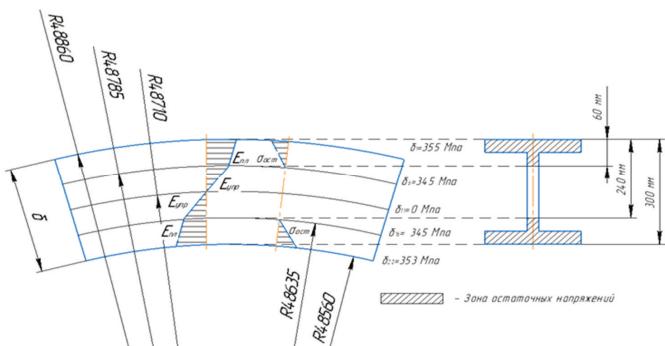


Рисунок 3.38 – Эпюры ε в сечении несущих балок купола резервуара:

$\varepsilon_{\text{упр}}, \varepsilon_{\text{пласт}}$ – относительные деформации упругости, пластичности растяжения и сжатия соответственно, δ – высота сечения балки (двутавра)

Остаточными напряжениями называются напряжения, существующие в конструктивных элементах при отсутствии внешних воздействий. Обычно эти напряжения остаются в деталях после процесса их изготовления.

В соответствии с теоремой о разгрузке Г. Генки (1924 г.), остаточные напряжения равны разности между истинными напряжениями в упругопластическом теле и теми напряжениями, которые создавались бы в нем при предположении об идеальной упругости материала.

Если величина изгибающего момента такова, что наибольшее напряжение изгиба $\sigma \leq \sigma_T$, то стержень работает в области упругой деформации

$$\sigma_{\max} = \frac{6 \cdot M}{b \cdot h^2} \leq \sigma_T, \quad (3.106)$$

где σ_{\max} – наибольшее напряжение изгиба, МПа;

M – изгибающий момент, $H \cdot m$;

b – ширина стержня, м;

h – высота стержня, м;

σ_T – напряжение текучести, МПа.

В крайних волокнах стержня возникает пластическая деформация, если выполняется условие

$$M > \frac{1}{6} \cdot \sigma_T \cdot h^2. \quad (3.107)$$

Если материал стержня был бы идеально упругим, то распределение напряжений соответствовало бы линейному закону

$$\sigma^* = \frac{12 \cdot M}{b \cdot h^3} \cdot y, \quad (3.108)$$

где y – область пластической деформации, м.

$$\frac{1}{2}h_1 < y < \frac{1}{2}h. \quad (3.109)$$

В соответствии с теоремой о разгрузке остаточные напряжения в стержне будут равны

$$\sigma_{\text{oct}} = \sigma - \sigma^*, \quad (3.110)$$

где σ_{oct} – остаточные напряжения в стержне после снятия момента, МПа;

σ – напряжения в упругопластическом теле, МПа;

σ^* – наибольшие напряжения, МПа.

Воспользовавшись формулой (3.107) определим остаточные напряжения от вальцовки листа в нашем примере. Получим остаточные напряжения на внутренней поверхности листа $\sigma_{\text{ост}} = 40$ МПа, на наружной поверхности $\sigma_{\text{ост}} = -40$ МПа. Остаточные напряжения со знаком минус – сжимающие, со знаком плюс – растягивающие.

В качестве примера рассмотрим меридионально-кольцевую купольную крышу резервуара диаметром 60,7 м, с несущими балками в виде двутавра из стали 09Г2С. Меридиональные балки деформированы по наружному радиусу $R_K = 48860$ мм. Механические свойства стали представлены в таблице 3.24.

При расчете купольной крыши резервуара считают, что расчетное сопротивление применяемой стали R постоянно по всему сечению балки. Однако на заводе резервуарных конструкций балки деформируют по радиусу купола, переводя их из упругого в упруго-пластичное состояние.

Таблица 3.24 – Механические свойства и константы уравнения кривой упрочнения резервуарной стали 09Г2С

Класс стали	Марка стали	ГОСТ	Механические свойства					Константы уравнения кривой упрочнения		
			E , МПа	σ_B , МПа	ε_B	σ_T , МПа	ε_T	A , МПа	m	n
С345	09Г2С, $5 \leq \delta \leq 10$	19281-73	$2,1 \times 10^5$	490	0,2	345	0,0036	564,18	0,087	0,007

Разделим сечение балки на 20 слоев, размером по 15 мм и рассчитаем относительную деформацию ε каждого слоя. В связи с симметрией сечения балки относительно нейтрального слоя расчеты произведем только с наружной стороны двутавра. Порядковый номер слоев назначим от наружной поверхности деформированной балки. Длины слоев определим на центральном угле оболочки $\beta = 1^\circ$ по формуле $l_i = \pi R_i / 180$. Относительная остаточная деформация (ε_y) определяется $\varepsilon_y = \Delta l_i / l_i$. Согласно Биргеру, образуются не только упругие, но и пластические деформации, которые при напряжении, равном пределу текучести

материала составляют 0,2 %. Для того чтобы найти зону перехода упругого состояния в пластическое, необходимо добавить 0,2 % к относительной упругой деформации. Относительная остаточная деформация в упругопластической зоне ($\varepsilon_{\text{уп}}$). Результаты расчета сведем в таблицу 3.25.

Таблица 3.25 – Послойные физические свойства сечения двутавра

№ слоя	Радиус слоя, мм	ε_y	$\varepsilon_{\text{уп}}$	σ_i , МПа	E_i^* , МПа
1	48860	0,003069996	0,005069996	355,1	96647,0
2	48845	0,002763845	0,004763845	353,2	102858,0
3	48830	0,002457506	0,004457506	351,1	109926,9
4	48815	0,002150978	0,004150978	348,9	118044,4
5	48800	0,001844262	0,003844262	346,6	127462,6
6	48785	0,001537358	0,003537358	344,1	138521,4
7	48770	0,001230265	0,003230265	341,3	151690,3
8	48755	0,000922982	0,002922982	338,4	167637,0
9	48740	0,000615511	0,002615511	335,1	187343,8
10	48725	0,00030785	0,00230785	331,4	212318,8
11	48710	0	0	0	0
12	48695	0,00030804	0,00230804	331,4	212301,3
13	48680	0,00061627	0,00261627	335,1	187289,5
14	48665	0,000924689	0,002924689	338,4	167539,1
15	48650	0,001233299	0,003233299	341,4	151547,9
16	48635	0,001542099	0,003542099	344,1	138336,0
17	48620	0,00185109	0,00385109	346,6	127236,7
18	48605	0,002160272	0,004160272	349,0	117780,7
19	48590	0,002469644	0,004469644	351,2	109628,4
20	48575	0,002779207	0,004779207	353,3	102527,4

В срединном слое напряжения и деформации равны 0, в данном случае срединный слой – № 11. При холодной деформации нелинейно изменяются физические свойства металла, наружные слои 60 мм имеют напряжения, превышающие напряжения текучести данной стали $\sigma_T = 345$ МПа, а функция $\sigma = f(\varepsilon)$ становится нелинейной.

Переход с упругой зоны в пластическую происходит с 6-го по 5-й слой. Толщина пластической зоны составляет 120 мм. Первые 5 слоев находятся в пластической зоне, так же как и 17–20-й слои. Оставшиеся слои находятся в упругой зоне деформации.

Результаты испытаний были обработаны методом наименьших квадратов, и получена регрессионная зависимость напряжений σ от относительных деформаций ε в виде степенной функции

$$\sigma = A * \varepsilon^m = 1000,2082 * \varepsilon^{0,3149}. \quad (3.111)$$

Индекс корреляции данной зависимости $K = 0,9932$. Средняя ошибка аппроксимации $M = 2,4\%$.

Модуль упругости в каждом слое зоны пластичности был рассчитан по зависимости

$$E_i^* = \sigma_i / \varepsilon_i. \quad (3.112)$$

Параметры A , m , зависящие от механических свойств металла, определяют по аналитическим зависимостям

$$A = \frac{\sigma_B}{\varepsilon_B^m} = \frac{\sigma_T}{\varepsilon_T^m}, m = \frac{\lg \frac{\sigma_B}{\sigma_T}}{\lg \frac{\varepsilon_B}{\varepsilon_T}}. \quad (3.113)$$

Относительную деформацию ε_T определяют по зависимости

$$\varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E} + 0,002. \quad (3.114)$$

Таким образом, переход с упругой зоны в пластическую происходит с 6-го по 5-й слой. Пластическая зона составляет 120 мм. Первые 5 слоев находятся в пластической зоне, так же как и 17–20-й слои. Оставшиеся слои находятся в упругой зоне деформации.

Результаты расчета купольной крыши. Использованы следующие нагрузки: собственный вес, снеговая нагрузка, ветровые нагрузки, температурные воздействия. Расчет произведен в линейной постановке задач.

Максимальные перемещения составляют 59 мм (рисунок 3.39). Максимальные перемещения проявляются в Т-образном сопряжении балок, появляются концентраторы напряжений. Концентраторы напряжений – это явление повышенных местных напряжений в областях резких изменений формы упругого тела, в данном случае при сварке меридиональной и кольцевой балок с упором на меридиональную.

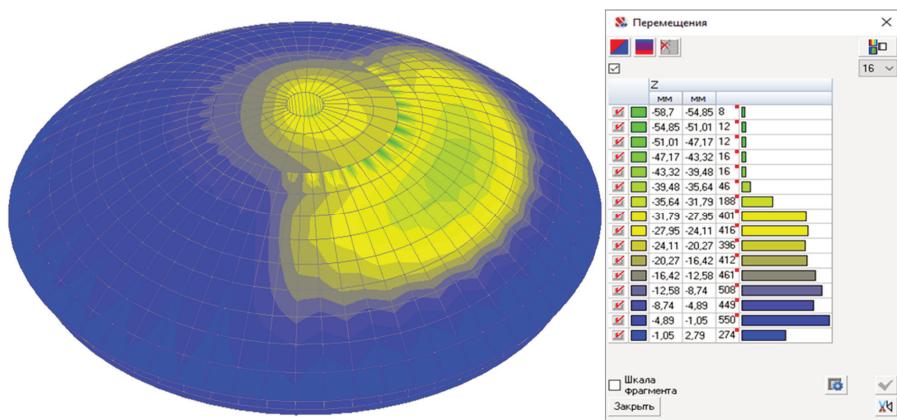


Рисунок 3.39 – Перемещения в куполе при суммарных нагрузках

Главные и эквивалентные напряжения по внешнему слою при суммарных нагрузках представлены на рисунке 3.40.

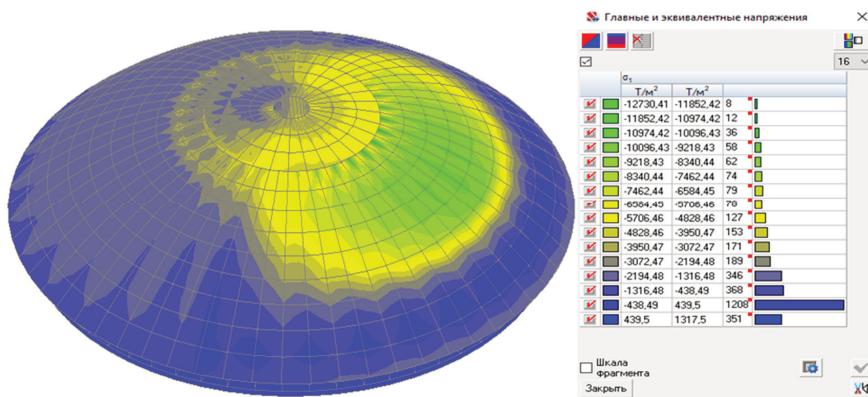


Рисунок 3.40 – Главные и эквивалентные напряжения в купольной крыше

Главные и эквивалентные напряжения в сечении листа и балки имеют переменный характер. Максимальные напряжения сжатия составляют 127 МПа, они проявляются при Т-образном соединении кольцевых и меридиональных балок.

На эпюре перемещений по высоте купола показаны максимальные перемещения, которые составляют 59 мм в линейном расчете и 72 мм – в нелинейном. Данные перемещения сосредоточены в месте возникновения концентраторов напряжений.

Максимальные главные эквивалентные напряжения внешнего слоя линейного расчета составляют 127 МПа, в нелинейном – 153 МПа.

Эпюры перемещений и напряжений по высоте купола, рассчитанные в линейном и нелинейном расчетах, представлены на рисунке 3.41.

Для проверки сходимости расчетов проведен аналитический расчет купольной крыши и сравнение с численным методом расчета. Погрешность результатов расчета составила 5,4 %.

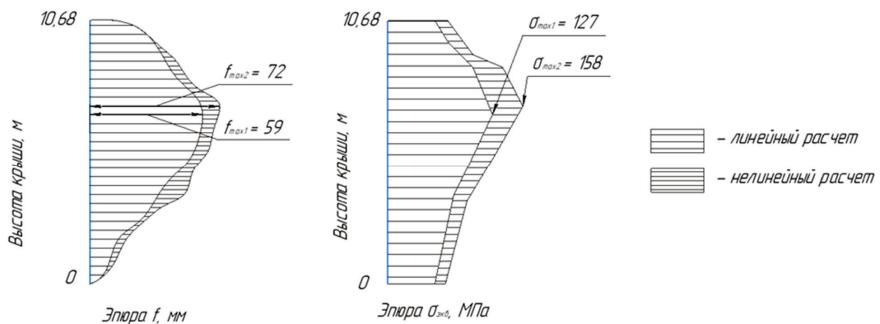


Рисунок 3.41 – Эпюры перемещений и напряжений по высоте купольной крыши

Обсуждение результатов. Результатом расчета являются значения перемещений и напряжений в линейной и нелинейной постановке задачи, приведенные на рисунках.

На рисунке 3.26 показано, что в результате деформации несущих балок под радиус крыши резервуара возникают остаточные деформации и напряжения. При этом наружные слои сечения балки переходят в пластическое состояние, а слои, примыкающие к нейтральному слою балки, остаются в упругом состоянии.

В наружных слоях сечения балки возникают напряжения растяжения, а во внутренних – напряжения сжатия. После снятия нагрузки деформации происходит релаксация упругих напряжений, поэтому остаточные напряжения в зоне упругости равны нулю. В зоне пластичности, в результате стремления системы к минимуму энергии, в области растяжения появляются остаточные напряжения сжатия, а в области сжатия появляются напряжения растяжения. Установлено, что в крайних «волокнах» сечения балки в результате деформации возникли остаточные напряжения, равные $\sigma_{ост} = \pm 40$ МПа, что составляет 12 % от σ_t . Под остаточными напряжениями, согласно теореме разгрузки Генке, понимают разницу между напряжениями в области с относительной деформацией ε и виртуальными напряжениями, которые возникли бы в данной области при идеально упругом материале. Напряжения в области деформации всегда меньше виртуальных напряжений, поэтому остаточные напряжения всегда имеют обратный знак. Следовательно, в нижней полке двутавровой балки возникли остаточные напряжения растяжения, а в верхней полке – напряжения сжатия.

Предельно допустимые перемещения для стальных конструкций пролетом свыше 60 м, согласно своду правил [56]: $D_p/300 = 60700/300 = 202$ мм, где D_p – диаметр резервуара, равный 60 700 мм. Согласно расчету купольной крыши резервуара (см. рисунок 3.39), перемещения конструкции меньше 202 мм, что является допустимым. Распределение главных и эквивалентных напряжений во внешнем слое купола резервуара представлено на рисунке 3.40. На рисунке видно, что в оболочке напряжения сжатия достигают 127 МПа. Согласно [57] допускаемые напряжения составляют 255 МПа, следовательно, напряжение в куполе допустимы и живучесть купольной крыши обеспечена.

Заключение. С целью уточнения методики расчетов резервуарных конструкций численным методом проведено исследование, в ходе которого подтверждается наличие остаточных напряжений и их влияние на конструкции резервуара. Значения остаточных напряжений составляет 40 МПа. Прирост главных эквивалентных напряжений в нелинейном расчете относительно

линейного составляет 17 % (31 МПа), перемещений – 18 % (13 мм). Для уточнения расчетов резервуаров численным методом рекомендуется расчет производить в линейной и нелинейной постановке задачи с учетом остаточных напряжений.

3.7 Численное моделирование двустенного резервуара

В настоящее время Россия поставляет за рубеж морским транспортом порядка 150 млн т. нефти в год. Основные морские терминалы расположены на берегах Черного, Балтийского и Японского морей. Нефть поступает к терминалам по магистральным трубопроводам и закачивается в вертикальные стальные резервуары с плавающей крышей вместимостью 50 000 м³ (РВСПК-50000). Грузоподъемность морских танкеров к настоящему времени достигла 250–300 тыс. т. Таким образом, для заполнения одного морского танкера нефтью необходимо 5–6 резервуаров нефти. С учетом технологических операций на отгрузку одного танкера затрачивают значительное время. В результате в морских портах скапливается очередь из танкеров. Решить эту проблему можно путем увеличения единичной емкости резервуаров.

ГОСТ 31385-2016 предусматривает строительство резервуаров вместимостью до 120 000 м³, однако конструкции и технические требования к резервуарам вместимостью 100 000 и 120 000 м³ не определены. В России имеется опыт строительства РВСПК-100000. Так, Каспийская трубопроводная система имеет на берегу Черного моря нефтяной терминал, содержащий резервуары РВСПК-100000. Первые резервуары были построены трестом «Коксохиммонтаж» при контроле американских специалистов из импортной стали класса C537A, толщина нижнего пояса $\delta = 32$ мм.

Имеется отечественный опыт строительства РВСПК-50000 из высокопрочной стали 16Г2АФ. Однако при эксплуатации резервуаров в результате деформационного старения металла в зоне термического влияния монтажных сварных соединений образовались трещины. В работе [58] представлены результаты исследования деформационного старения

резервуарных сталей. Предложено для стали 16Г2АФ, с целью получения равноосной структуры металла шва и зоны термического влияния, производить предварительный подогрев сварных соединений.

В настоящее время в отечественном резервуаростроении широко используют низколегированную сталь 09Г2С с пределом текучести $\sigma_t = 345$ МПа. Данная сталь показала высокие эксплуатационные свойства при широком диапазоне температур окружающей среды.

При проектировании магистральной трубопроводной системы «Восточная Сибирь – Тихий океан» (ВСТО) была попытка построить в бухте Козьмино резервуарный парк из РВСПК-100000. Однако при подготовке технического задания на резервуары из стали 09Г2С было установлено, что расчетная толщина нижнего пояса стенки резервуара превышает 55 мм. Известно, что согласно ГОСТ 52910–2008, толщина листового проката не должна превышать 40 мм. В результате отказались от идеи строительства резервуаров вместимостью 100 000 м³ и было принято решение о строительстве резервуаров РВСПК-50000.

Исследования напряженно-деформированного состояния вертикальных стальных резервуаров с применением метода конечных элементов опубликованы в работах [88, 97, 169] и др. Однако вертикальные стальные резервуары вместимостью 100 000 м³ не рассматривались.

Целью данной работы является определение прочности и величины максимальных перемещений стенки резервуара РВСПК-100000 из сталей класса С 590 и С 345.

Пространственное геометрическое моделирование резервуара. Рассмотрим конструкцию одностенного вертикального цилиндрического резервуара с плавающей крышей РВСПК-100000, выполненного из стали класса С590, марки 12ГН2МФАЮ-У, с пределом прочности $\sigma_b = 685$ МПа, предел текучести $\sigma_t = 590$ МПа, расчетное сопротивление для нижнего пояса резервуара $R_{расч} = 375,5$ МПа, для выше лежащих поясов стенки резервуара $R_{расч} = 429,1$ МПа. Данная сталь рекомендуется ГОСТ 31385-2016 для строительства вертикальных цилиндрических резервуаров.

Резервуар (рисунок 3.42) выполнен диаметром $D = 86,582$ м; высота стенки $H = 18$ м; толщина поясов $\delta_1 = 28$ мм, $\delta_2 = 26$ мм, $\delta_3 = 24$ мм, $\delta_4 = 20$ мм, $\delta_5 = 18$ мм, $\delta_{6..8} = 14$ мм. Стенка выполнена из листов размером 8*2,25 м.

Расчет напряжений и перемещений стенки резервуара производили численным методом, с учетом собственного веса и давления гидростатического столба воды высотой 17,1 м. Расчет выполнен в линейной и нелинейной постановке задачи. Установлено, что при линейном приложении нагрузок максимальные перемещения возникают в первом поясе стенки резервуара и достигают $\Delta_{\max} = 53,61$ мм, максимальные эквивалентные напряжения расположены также в первом поясе и равны $\sigma_{\text{экв}} = 276,1$ МПа. При нелинейном приложении нагрузок в пять шагов максимальные перемещения равны $\Delta_{\max} = 53,09$ мм, а эквивалентные напряжения возросли до $\sigma_{\text{экв}} = 337,8$ МПа (рисунок 3.43).

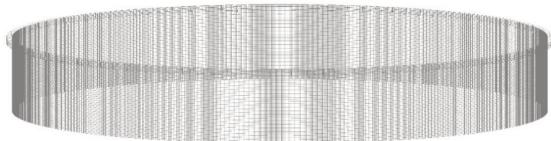
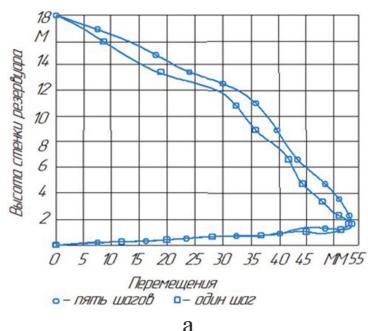
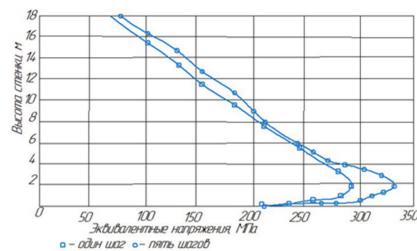


Рисунок 3.42 – Расчетная схема РВСПК-100000



а



б

Рисунок 3.43 – Перемещения (а) и эквивалентные напряжения (б) стенки РВСПК-100000 из стали С590

При приложении максимальной нагрузки в 10, 15 и 20 шагов перемещения и эквивалентные напряжения возрастают в пределах 1 % (рисунок 3.44).

Из расчета видно, что перемещения стенки резервуара при возрастании количества шагов приложения нагрузки возрастают незначительно в пределах 1 %. А эквивалентные напряжения увеличились до 20 % по сравнению с линейным расчетом. Данный факт подтверждает физическую нелинейность между напряжениями и деформациями стенки резервуара при пошаговом приложении нагрузки. Перемещения стенки резервуара под воздействием нагрузок нормативными документами не ограничены. Однако, на наш взгляд, их величина значительна, поэтому следует увеличить жесткость конструкции

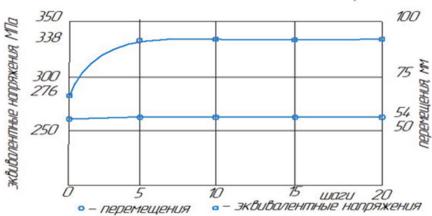


Рисунок 3.44 – Эквивалентные напряжения и перемещения при нелинейном расчете стенки резервуара

Предлагается [131] конструкция двустенного резервуара РВС-100000 высотой 18 м с радиусом внутренней стенки (2) $R_1 = 42,660$ м, радиусом наружной стенки (1) $R_2 = 44,565$ м. Стенки резервуара в каждом поясе соединены между собой параллельно расположенным фермами (рисунок 3.45).

Фермы представляют собой жесткие элементы, деформированные по радиусам стенок резервуара, соединенные между собой связями. В нашем случае жесткие элементы представляют собой равнополочные уголки, а связи – трубы. Размеры листов стенок резервуара приняты 2×8 м, толщина листов каждого пояса варьируется от 28 до 11 мм.

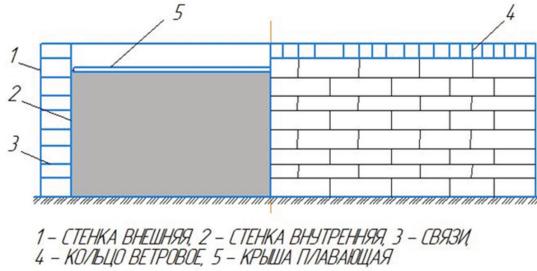


Рисунок 3.45 – Двустенный вертикальный цилиндрический резервуар

РВСПК-100000

Кольца жесткости закрепили на высоте 3/5 от ширины листа каждого пояса. Как вариант была рассмотрена конструкция, в которой фермы устанавливались в зоне соединения поясов резервуара, при этом сварные швы будут односторонними на подкладке.

Резервуар РВСПК-100000. Внутренняя стенка резервуара имеет 9 поясов, наружная стенка – 8 поясов, ветровое кольцо, установленное над наружной стенкой и прикрепленное к верхнему поясу внутренней стенки. Для защиты межстенного пространства от осадков ветровое кольцо содержит настил. Для вентиляции межстенного пространства в верхнем пояссе наружной стенки резервуара предусмотрен над наружной стенкой продух. Техническая характеристика стенок резервуара представлена в таблице 3.26.

Таблица 3.26 – Параметры стенки резервуара

Номер пояса	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Толщина листов, мм	28	26	24	22	20	16	11	11	11
Жесткости: уголок, мм	250*20	250*20	250*20	250*20	250*20	250*20	200*12	200*12	200*12
Связи: труба, мм лист, мм	108*4	108*4	108*4	83*4	76,3	76,3	76,3	76,3	-150*10

Границные и контактные условия. Резервуар опирается на основание. Стенка резервуара работает в условиях защемления, перемещения ограничены

по осям X, Y и Z. Деформации стенок, колец жесткостей, связей между ними и ветрового кольца не ограничены по направлению.

Действующие нагрузки. При расчетах учитывались нагрузка от собственного веса конструкций и нагрузка от гидростатического давления жидкости плотностью $\rho = 1,0 \text{ т/m}^3$. Гидростатическая нагрузка, при линейной постановке задачи, приложена к внутренней стороне внутренней стенки резервуара, высота столба жидкости принята НВЗЛ = 17,1 м. Расчеты произведены в линейной и нелинейной постановке задачи. Определение напряжений и перемещений стенок резервуара в нелинейной постановке задачи вызвано тем, что резервуар заполняют жидкостью за некоторый промежуток времени. Ограничена максимальная скорость перемещения плавающей крыши, так для РВСПК-100000 при диаметре приемо-раздаточного патрубка 700 мм – не более 2,0 м/час. Это связано с максимально допустимой скоростью истечения нефти в резервуары для обеспечения электростатической безопасности. При диаметре ПРП-700 мм скорость потока не должна превышать 8,8 м/с. Кроме того, величина максимальных перемещений стенки резервуара, при линейной постановке задачи, значительно превышает толщину стенки, поэтому величины напряжений и перемещений стенки резервуара должны зависеть от режима заполнения резервуара. Таким образом, гидростатическую нагрузку следует рассматривать дискретно с некоторым количеством шагов.

При нелинейной постановке задачи расчета перемещений и напряжений в стенке резервуара, нами произведена дискредитация нагрузок по высоте столба жидкости. Нагрузка от собственного веса принималась постоянной, а нагрузка от гидростатического давления жидкости принималась при 5, 10, 15, и 20 шагах загружения.

Конечно-элементная дискретизация модели резервуара. Модели стенок резервуара разбили на конечные элементы – призмы размером $0,4*0,4*\delta_i$, где δ_i – толщина листа i -го пояса резервуара, м. Жесткости принимали как стержни длинной конечного элемента $l = 0,4$ м.

На рисунке 3.46 представлена расчетная схема РВСПК-100000 с выполненным разбиением на конечно-элементную сетку.

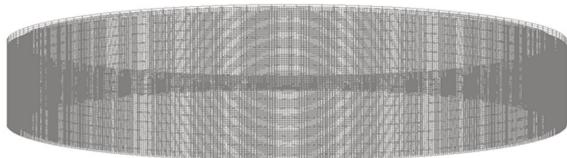
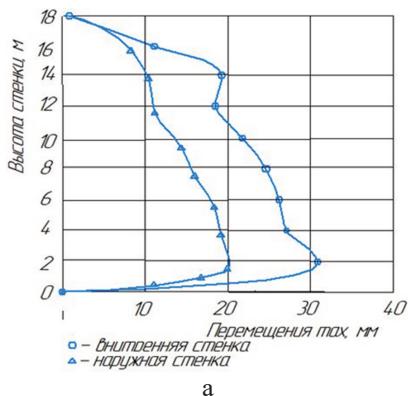
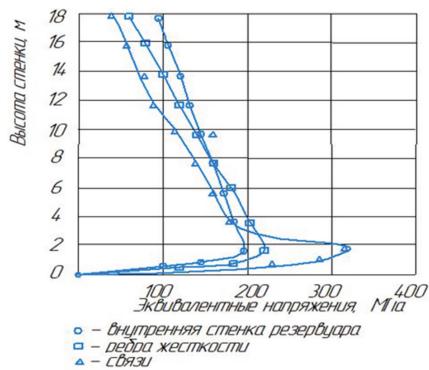


Рисунок 3.46 – Расчетная схема двустенного РВСПК-100000

Результаты расчетов показаны на графиках рисунок 3.47, где представлены зависимости радиальных перемещений и напряжений во внутренней и наружной стенках РВСПК-100000 от величины столба жидкости при линейной и нелинейной постановке задачи.



а



б

Рисунок 3.47 – Радиальные перемещения (а) и эквивалентные напряжения (б) в элементах двустенного РВСПК-100000

Обсуждение результатов исследования. Установлено, что при линейной постановке задачи и максимальной высоте столба жидкости 17,1 м в зоне примыкания срединного слоя к первому поясику стенки резервуара, с учетом

концентрации напряжений, максимальные эквивалентные напряжения $\sigma_{\text{экв max}}$ не превышают 198,5 МПа. При нелинейной постановке исследования напряженно-деформированного состояния стенки вертикального стального резервуара установлено, что перемещения стенки не зависят от количества шагов возрастания гидростатического давления в резервуаре, а эквивалентные напряжения с увеличением количества шагов возрастают. Так, при разделении столба жидкости на пять шагов эквивалентные напряжения возрастают до 212,1 МПа, что составляет 7 % в сравнении с результатами расчета в линейной постановке задачи. При дальнейшем увеличении количества шагов $\sigma_{\text{экв max}}$ увеличивается незначительно, не более чем на 1 %. Таким образом, достаточно с вероятностью получения результата не ниже 0,95 произвести разбиение столба жидкости на 5 шагов.

Полагаем, в связи с тем, что в России сугревая нагрузка на стационарные крыши резервуаров накапливается в течение 5–6 месяцев, резервуары со стационарными крышами также следует рассчитывать в нелинейной постановке задачи.

Полученные значения эквивалентных напряжений в стенке резервуара свидетельствуют о том, что их максимумы расположены в зонах примыкания срединного слоя к поясям стенок резервуара. Максимальное значение эквивалентных напряжений в первом поясе резервуара $\sigma_{\text{экв max}} = 212,1$ МПа не превышает расчетного сопротивления для стали 09Г2С, равного для первого пояса $R = 220$ МПа. Ребра жесткости и связи также работают в области упругих напряжений.

Максимальные эквивалентные напряжения в ребрах жесткости первого пояса внутренней стенки резервуара равны 220 МПа. Максимальные эквивалентные напряжения в связях не превышают 320 МПа. При воздействии гидростатического столба жидкости возникают перемещения стенок резервуара (см. рисунок 3.47 а). Максимальные перемещения внутренней стенки равны 30,4 мм и находятся в зоне соединения первого и второго поясов резервуара. Максимальные перемещения наружной стенки не превышают 20 мм и

расположены в зоне соединения ребра жесткости со стенкой резервуара. Главные и эквивалентные напряжения в стенках РВСПК-100000 представлены на рисунке 3.48.

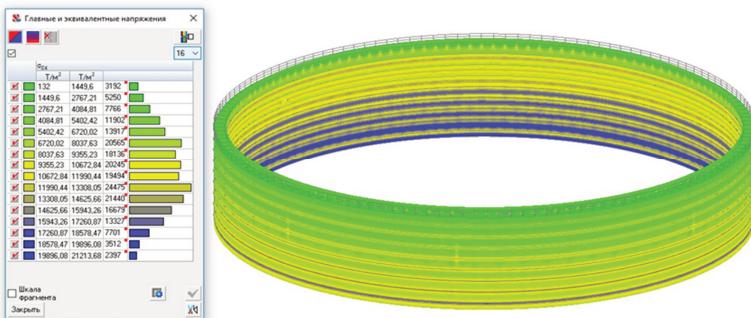


Рисунок 3.48 – Главные и эквивалентные напряжения в стенках РВСПК-100000

Главные и эквивалентные напряжения в срединном слое стенки РВСПК-100000 представлены на рисунке 3.49.

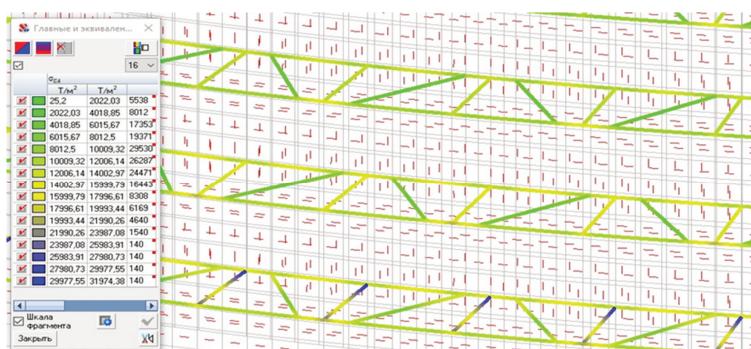


Рисунок 3.49 – Главные и эквивалентные напряжения в срединном слое стенки РВСПК-100000

В работе не ставилась задача оптимизации конструкции двустенного резервуара, однако расчеты показали, что вертикальные стальные резервуары вместимостью 100 000 м³ можно строить двустенные из отечественной низколегированной стали марки 09Г2С. При этом исключается необходимость устройства каре с обвалованием и укладки герметизирующего слоя вокруг резервуара, а также можно сократить нормативные расстояния между резервуарами.

Выводы

1. Разработана численная модель одно и двустенного РВСПК-100000, созданная в программном комплексе SCAD, реализующая алгоритм составления и решения систем линейных алгебраических уравнений методом конечных элементов. Учтена совместная работа двух стен резервуара, соединенных между собой горизонтально расположенными фермами.

2. Установлено, что расчет напряжений и перемещений в стенке резервуара в нелинейной постановке задачи позволяет уточнить значения эквивалентных напряжений до 20 %, а значения величин перемещений совпадают с величинами перемещений, полученных в расчете при линейной постановке задачи.

3. Получены численные зависимости радиальных перемещений и напряжений в стенках резервуара от величины столба жидкости. Установлено, что зона максимальных перемещений внутренней стенки находится на уровне сварного шва первого и второго поясов и не превышает 31 мм, а максимальные перемещения наружной стенки находятся на уровне фермы первого пояса и не превышают 20 мм. Максимальные напряжения во внутренней стенке находятся в первом поясе и не превышают 199,0 МПа, а максимальные напряжения в наружной стенке находятся в первом поясе и не превышают 104,5 МПа. Максимальные напряжения в жесткостях (уголках) не превышают 220 МПа, в связях (трубах) – 320,0 МПа.

Глава 4 Теоретические основы сетчатых купольных крыш

Сетчатые оболочки двойкой кривизны могут иметь различную форму поверхности и позволяют создавать покрытия различной конфигурации в плане.

Наибольшее распространение получили оболочки положительной гауссовой кривизны на круговом плане – купола. Первоначально купола проектировали из отдельных плоских несущих конструкций – арок, которые располагались в радиальном направлении и опирались на нижнее растянутое кольцо. Арки соединялись между собой в вершине кольцом малого диаметра, работающим на сжатие. Кровля укладывалась по кольцевым прогонам. Такая схема купола получила название ребристой.

Включение в работу каркаса кольцевых прогонов привело к созданию ребристо-кольцевой схемы купола. Постановка в каждой четырехугольной ячейке диагональных связей превратила пространственный рамный каркас в пространственную ферму – купол Шедлера. Наибольшее применение в резервуаростроении нашли сетчатые купольные крыши из алюминиевых сплавов.

4.1 Конструкция сетчатой купольной крыши резервуара

Поверхности купольных крыш резервуаров образуются вращением геометрической линии вокруг вертикальной оси резервуара. Различают основные виды купольных крыш: а) ребристые, б) ребристо-кольцевые и в) сетчатые (рисунок 4.1). В настоящее время широкое применение в резервуаростроении получают сетчатые сферические оболочки, которые опираются на стенку резервуара через отдельные опоры.

По стреле подъема купольные крыши различают на подъемистые, при стреле подъема $\geq 1/5$ диаметра, и пологие – при высоте подъема менее $1/5$ диаметра. В резервуаростроении обычно применяют пологие покрытия.

По материальному исполнению крыши резервуаров делятся на стальные и из алюминиевых сплавов.

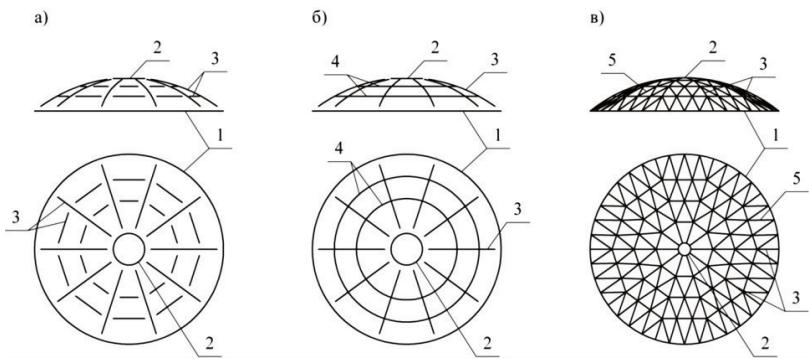


Рисунок 4.1 – Схемы купольных крыш резервуаров:

а) ребристый; б) ребристо-кольцевой; в) сетчатый; 1 – нижнее опорное кольцо; 2 – верхнее опорное кольцо; 3 – ребра; 4 – промежуточные кольца; 5 – сетка

Сетчатый купол вертикального стального резервуара представляет собой поверхность вращения с треугольной сеткой, составленной стержнями из алюминиевых сплавов.

Конструкцию сетчатой купольной крыши рассмотрим на примере резервуара объемом $V = 50\,000 \text{ м}^3$, диаметром 60,7 м (рисунок 4.2).

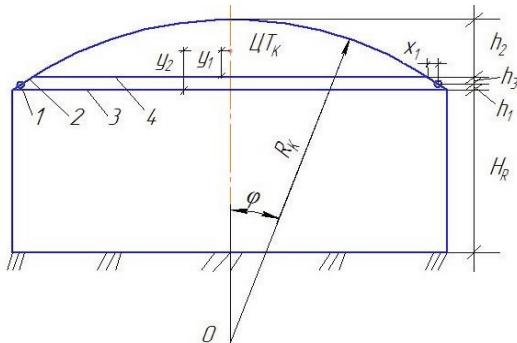


Рисунок 4.2 – Схема резервуара с купольной крышей:

1 – ось опорного кронштейна, 2 – опора, 3 – опорное кольцо,

4 – стягивающее кольцо

Геометрические параметры купола

Обозначения:

A_K – площадь поверхности купола;

A_Γ – горизонтально спроектированная площадь купола;

A_v – вертикально спроектированная площадь купола;

φ – угол между осью симметрии резервуара и осью опорного кронштейна купола;

CT_K – центр тяжести купола;

h_1 – расстояние по вертикали от верха резервуара до оси монтажного кронштейна;

h_2 – расстояние по вертикали от верхней точки опорного кольца до высшей точки купола;

h_3 – расстояние по вертикали от оси монтажного кронштейна до установочной точки опорного кольца;

H_K – габаритная (строительная) высота от верха стенки резервуара до высшей точки купола;

H_R – высота стенки резервуара;

R_K – радиус купола (радиус сферы, на которой лежит поверхность купола);

R_{CK} – радиус стягивающего кольца;

R_{ab} – радиус анкерного болта купола (горизонтальный радиус от центра резервуара до оси опорного кронштейна). Рекомендуется ось опорного кронштейна располагать над стенкой резервуара. Тогда $R_{ab} = R_R$ – радиус резервуара;

n_S – количество опор, поддерживающих крышу;

x_1 – горизонтальный интервал от установочной точки стягивающего кольца до оси опорного кронштейна;

y_1 – вертикальный интервал от стягивающего кольца до CT_K ;

y_2 – вертикальный интервал от опорного кольца до CT_K .

Геометрический расчет:

Дано: РВСП 50 000 м³, диаметр резервуара $D_R = 60,7$ м; $H_R = 18$ м; $n_S = 78$; $h_1 = 0,154$ м; $h_3 = 0,22$ м; $R_{ab} = R_R = 30,35$ м; $x_1 = 0,12$ м.

Радиус купола R_K назначается согласно [46] в пределах $0,8D_R \leq R_K \leq 1,5D_R$.

В зависимости от принятой величины R_K будут изменяться угол φ_K и высота купола H_K :

$$\varphi_K = a \sin (R_R / R_K);$$

$$H_K = R_K (1 - \cos \varphi_K). \quad (4.1)$$

Результаты расчета сведены в таблицу 4.1.

Таблица 4.1 – Зависимость угла φ_K и высоты купола H_K от радиуса купола R_K

$R_K, \text{м}$	$0,8D_R = 48,56$	$0,9 D_R = 54,63$	$D_R = 60,70$	$1,1 D_R = 66,77$	$1,2 D_R = 72,84$	$1,3 D_R = 78,91$	$1,4 D_R = 84,98$	$1,5 D_R = 91,05$
$\varphi_K, ^\circ$	38,68	33,75	30,00	27,04	24,62	22,62	20,93	19,47
$H_K, \text{м}$	10,68	9,21	8,13	7,30	6,62	6,07	5,61	5,21

Для дальнейших расчетов примем $R_K = 48,56$ м.

Вычисляем соотношение высоты к диаметру купола

$$r = h_2 / 2R_{CK} = 10,276 / 2 * 30,23 = 0,17, \quad (4.2)$$

где

$$h_2 = H_K - h_1 - h_3 = 10,65 - 0,154 - 0,22 = 10,276 \text{ м}, \quad (4.3)$$

$$R_{CK} = R_{ab} - x_1 = 30,35 - 0,12 = 30,23 \text{ м}. \quad (4.4)$$

Найдем горизонтально спроектированную площадь купола

$$A_\Gamma = \pi^* R_{ab}^2 = 2892,33 \text{ м}^2. \quad (4.5)$$

Вычисляем вертикально спроектированную площадь купола

$$A_B = 0,5 (R_K * l - D_R (R_K - H_K)), \quad (4.6)$$

где l – длина образующей купола, ограниченная углом $2\varphi_K$,

$$l = 0,01745 R_K * 2\varphi = 0,01745 * 48,56 * 2 * 38,68 = 65,55 \text{ м}, \quad (4.7)$$

$$A_B = 0,5(48,56 * 65,55 - 60,7(48,56 - 10,65)) = 441 \text{ м}^2.$$

Найдем площадь поверхности купола

$$A_K = 2\pi R_K * H_K, A_K = 2 * 3,1415 * 48,56 * 10,68 = 3260 \text{ м}^2. \quad (4.8)$$

Находим расстояние над плоскостью установочной точки стягивающего кольца до центра тяжести купола

$$y_1 = y_2 - (h_1 + h_3), \quad (4.9)$$

где

$$y_2 = H_K - (R_K - D_R^3 / (12A_B)), \quad (4.10)$$

$$y_2 = 10,68 - (48,56 - (2*48,56)^3 / (12*441)) = 4,38 \text{ м},$$

$$y_1 = 4,35 - (0,154 + 0,22) = 3,98 \text{ м}.$$

Конструктивные элементы купольной крыши. Купольная крыша представляет собой сетчатую конструкцию из несущих стержней, которые формируют ячейки в виде треугольников, вписанных в сферическую поверхность.

Для несущих стержней купольной крыши применяют прессованные профили двутаврового и квадратного сечений. Примеры сечений несущих стержней приведены на рисунке 4.2. Допускается применение сечений несущих стержней, отличных от приведенных в примере, при достаточном расчетном обосновании.

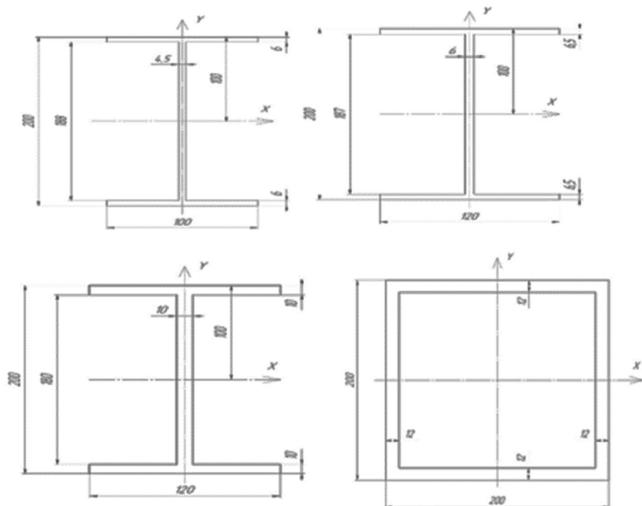


Рисунок 4.2 – Профили двутаврового и квадратного сечений балок

Стержни купола соединяются между собой при помощи узловых накладок с применением высокопрочных болтов. Сетчатый каркас купола покрыт настилом толщиной 1,3 мм из коррозионностойкого сплава, в частности – из алюминиевых сплавов. Элементы настила (карты обшивки) купола соединены между собой на стержнях прижимными накладками и закрепляются самонарезающими болтами, а узловые соединения закрыты колпаками. Геометрические характеристики купольной крыши представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Характеристики купольной конструкции РВС ПА 50 000

№ п/п	Параметр	Значение
1	Диаметр крыши без опорных балок, м	60
2	Высота крыши без опорных балок, м	10,36
3	Высота крыши с опорными балками, м	10,67
4	Коэффициент кривизны купольной крыши	0,8
5	Максимальное расстояние между центрами узлов, м	3,206
6	Минимальное расстояние между центрами узлов, м	1,068
7	Число поясов	12
8	Количество граней	1074
9	Количество узлов	578
10	Количество балок	1650

Геометрические характеристики сечений профилей балок приведены в таблице 4.3.

Таблица 4.3 – Геометрические характеристики сечений балок

Тип сечения	Высота сечения h , м	Ширина сечения b , м	Толщина полки d , м	Площадь сечения A , м^2	Момент инерции, м^4		Момент сопротивления, м^3	
					J_x	J_y	W_x	W_y
Двутавр 1	0,200	0,100	0,006	$20,5*10^{-4}$	$1379*10^{-8}$	$100,2*10^{-8}$	$137,9*10^{-6}$	$20,0*10^{-6}$
Двутавр 2	0,200	0,120	0,0065	$26,8*10^{-4}$	$1789*10^{-8}$	$187,5*10^{-8}$	$178,8*10^{-6}$	$31,3*10^{-6}$
Двутавр 3	0,200	0,120	0,010	$42,0*10^{-4}$	$2654*10^{-8}$	$289,5*10^{-8}$	$365,4*10^{-6}$	$48,3*10^{-6}$
Двутавр 4	0,160	0,126	0,006	$23,5*10^{-4}$	$1032*10^{-8}$	$233,2*10^{-8}$	$129,0*10^{-6}$	$37,0*10^{-6}$
Короб	0,200	0,200	0,012	$90,3*10^{-4}$	$5337*10^{-8}$	$5337*10^{-8}$	$533,7*10^{-6}$	$533,7*10^{-6}$

Для соединения несущих балок конструкции применяют штампованные узловые накладки толщиной $t=10$ мм из алюминиевого сплава АД31Т1. Балки соединяют в узлах при помощи высокопрочных болтов диаметром 16 мм для балок двутаврового сечения и 20 мм для балок стягивающего кольца и опорных балок. Схема узловых соединений показана на рисунке 4.3.

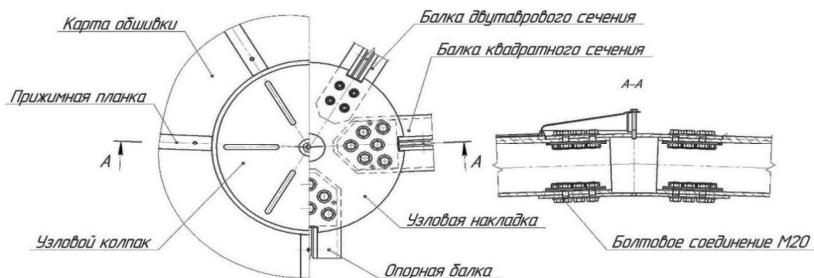


Рисунок 4.3 – Узловое соединение несущих балок

Конструкция купольной крыши опирается на опорное кольцо стенки резервуара через опорный кронштейн, который предотвращает передачу крутящего момента на стенку резервуара. Количество опорных кронштейнов примем равным 78. На рисунке 4.4 представлена конструкция опорного кронштейна купольной крыши.

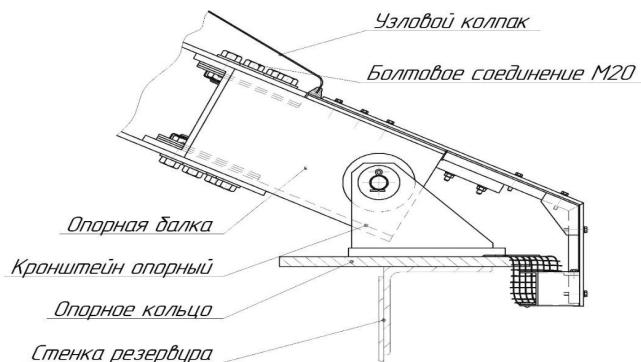


Рисунок 4.4 – Опорный кронштейн

Узлы структурной крыши. В настоящее время в мировой строительной практике известно более 130 различных видов узловых соединений стержней. В нашей стране получили распространение лишь несколько систем.

Узел структурной системы «Меро» (Германия) представляет собой сферический или многогранный элемент с отверстиями для болтов по числу примыкающих стержней (рисунок 4.5).

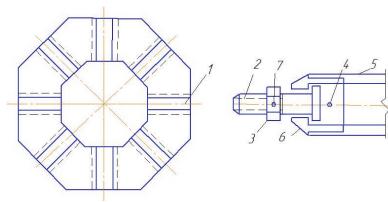


Рисунок 4.5 – Схема узлового соединения «Меро»:

1 – отверстие с резьбой, 2 – болт, 3 – гайка, 4 – монтажное отверстие, 5 – труба,
6 – оголовок трубы, 7 – ведущий палец

Система «Меро» неоднократно подвергалась усовершенствованию как за рубежом (например, «Ваймар»), так и в России (МАрхИ). Высокопрочный болт 2 крепят на оголовке трубы 6 с помощью поводковой гайки 3. Затем при помощи ведущего пальца 7 крепят гайку 3 к болту 2, после чего заворачивают болт 2 в коннектор до обеспечения плотного прижатия между торцевыми поверхностями и втулкой.

В узле «Октоплатт» (Германия) применяют шаровые вставки, к которым при монтаже приваривают стержни, обрезанные под прямым углом (рисунок 4.6). Шар сваривают из двух штампованных половинок на подкладных кольцах.

Узел «Триодетик» (Канада) состоит из узлового цилиндра с прорезями специального профиля. Концы трубчатых стержней сплющивают и обрабатывают соответственно прорезям, затем вставляют в прорези и зажимают круглыми шайбами и болтом (рисунок 4.7).

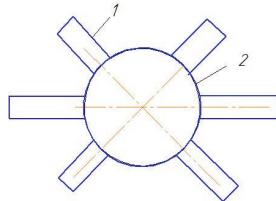


Рисунок 4.6 – Узел «Октаплatt»:

1 – труба, 2 – полый шар

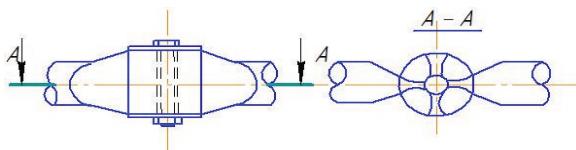


Рисунок 4.7 – Узел «Триодетик»

Узел, предложенный ЦНИИПСК (Россия), представляет собой трубы, концы которых сплющены и отрезаны под нужным углом. Стержни с помощью специальных фиксирующих приспособлений собирают в узел и сваривают ванной сваркой (рисунок 4.8).

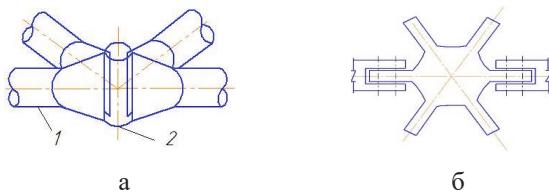


Рисунок 4.8 – Узлы ЦНИИПСК:

1 – трубы, 2 – сварочный шов

Узел (коннектор) предложен ЦНИИПСК, изготавливают из прессованного алюминиевого профиля, имеющего поперечное сечение в виде звезды (рисунок 4.8б). Каждый луч узловой детали имеет в основании утонченный участок (шайку), обеспечивающий возможность пластического отгиба в плоскости, перпендикулярной оси узловой детали.

В системе «Юнистрэйт» (США) используют штампованные фасонки (рисунок 4.9). В фасонках просверливают отверстия для крепления стержней из профилей.

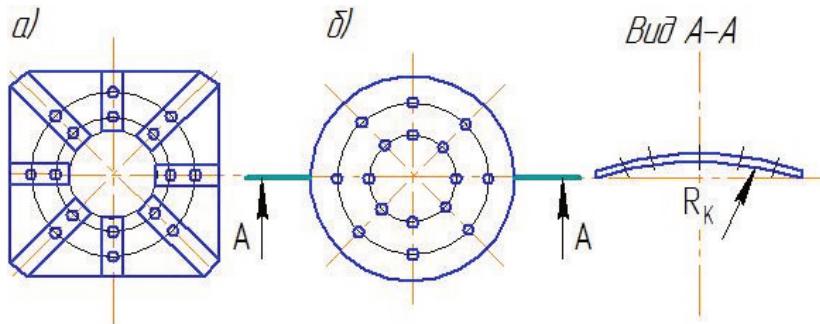


Рисунок 4.9 – Узлы в виде фасонок:
а – узел для двусетчатого купола, б – узел для односетчатого купола

Механические свойства применяемых материалов. Несущие стержни и фасонки изготавливают из алюминиевых сплавов АД31Т1 либо АД33Т1 по ТУ 1-804-425-2005, настил – из листа АМг3, опорный узел – из стали 09Г2С, оси опорных узлов – из стали Ст45 по ГОСТ 1050-88, втулки – из стали 12Х18Н10Т по ГОСТ 9941-81. Механические свойства материалов приведены в таблице 4.4.

Таблица 4.4 – Механические характеристики материалов

Наименование	Единицы измерения	Значение					
		АД31Т1	АД33Т1	АМг3	09Г2С	Ст45	12Х18Н10Т
Модуль упругости, E	МПа	70000	70000	70000	206000	206000	198000
Коэффициент Пуассона, μ	-	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
Плотность, ρ	кг/м ³	2710	2710	2710	7850	7850	7850
Условный предел текучести, МПа	R_{yn}	120	160	78	305	540	236
Временное сопротивление, МПа	R_{un}	196	265	176	450	730	530
Коэффициент линейного расширения, $^{\circ}\text{C}^{-1}$	α	$0,23 \cdot 10^{-4}$	$0,23 \cdot 10^{-4}$	$0,23 \cdot 10^{-4}$	$0,12 \cdot 10^{-4}$	$0,23 \cdot 10^{-4}$	$0,23 \cdot 10^{-4}$

4.2 Методы построения купольной крыши

Общие сведения. Определение конструкции ребристых, ребристо-кольцевых и ребристо-кольцевых со связями куполов заключается в определении координат и формы плоской арки, образованной из двух диаметральных ребер. Форма арки подбирается на этапе проектирования, расчет координат производится по формулам аналитической геометрии.

Более сложным является вопрос формообразования сетчатых куполов, поэтому рассмотрим этот вопрос более подробно.

Выбор и расчет схемы купольной крыши является начальной и ответственной стадией проектирования, так как от этого зависит конструкция узлов соединения, количество типоразмеров элементов, способ изготовления и монтажа конструкции, безопасность и эффективность конструкции.

Процесс формообразования поверхности купола можно разделить на три этапа:

- выбор поверхности;
- выбор способа разрезки;
- расчет координат узлов.

Преобладающее количество сетчатых куполов построено на сфере, поэтому дальнейшее рассмотрение вопросов формообразования сетчатых куполов будем проводить исходя из построений на сфере.

Меридионально-кольцевая система разрезки. Меридионально-кольцевая система разрезки заключается в разделении поверхности вращения в кольцевом и меридиональном направлении на треугольные (у полюса) и трапециевидные элементы (рисунок 4.10). Число типоразмеров элементов определяется числом поясов и не зависит от числа меридиональных сечений, а также от ее формы. При формообразовании сферических оболочек на элементы, близкие к прямоугольной форме, используют также сеть меридианов с взаимно-перпендикулярными осями. На рисунке видно, что при такой разрезке число типоразмеров значительно больше, чем при меридионально-кольцевой системе.

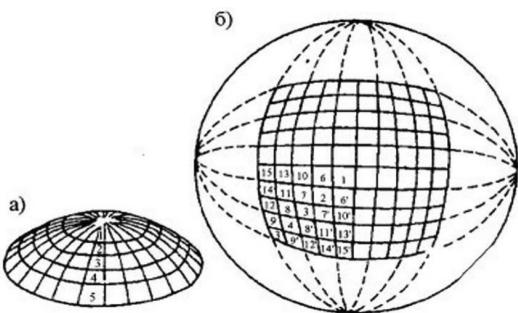


Рисунок 4.10 – Меридионально-кольцевая разрезка (а) и разрезка сферы двумя пучками меридиональных плоскостей (б)

Наибольшее распространение получили сетчатые купола на круглом и многоугольном (вписанном в круг) плане. Можно разделить на два этапа построения таких систем. Прежде всего осуществляется первичная разбивка сферического сегмента на некоторое количество одинаковых участков, после чего производится разрезка на более мелкие части каждого полученного участка.

Звездчатая система. Исходная разбивка звездчатой системы меридиональная. На сферический сегмент наносится меридиональная сеть. Каждый получившийся участок делится четырехугольными ячейками так, чтобы два противоположных узла были расположены на одном меридиане, а два других – на одной параллели. Наблюдается две разновидности сетей, применяемых для этой системы разрезки, – правильная сеть Чебышева и сеть локсадромий. Использование сети Чебышева (рисунок 4.11а) приводит к сгущению сетки по мере приближения к полюсу купола. Использование сети локсадромий (линий с постоянным углом наклона к меридиану) в некоторой степени позволяет избавиться от этого недостатка, однако уменьшение длины сторон треугольников аналогично приводит к сгущению сетки (рисунок 4.11б).

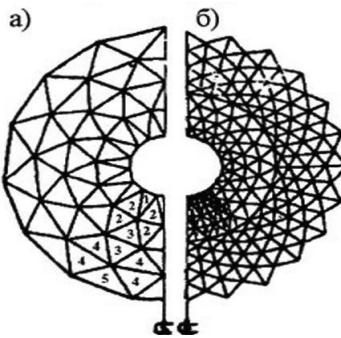


Рисунок 4.11 – Звездчатая система: а) на основе сети Чебышева;
б) на основе сети локсодромий

Система Кайвитта. Для этой системы отсутствует основной недостаток звездчатой системы – сгущение сетки. Изначально поверхность разбивается меридиональными плоскостями. Основание полученных секторов делится на равное количество участков, после чего проводятся сечения в кольцевом направлении, число которого совпадает с числом разделения основания. Кольцевое сечение делится на равные части, количество которых уменьшается на единицу в каждом последующем сечении считая от основания сектора (рисунок 4.12).

При соединении полученных точек образуется сеть треугольников, у которых основания вдоль каждого яруса равны. Однако в отличие от звездчатой системы получаем неравнобедренные треугольники. Число типоразмеров элементов соответствует квадрату количества ярусов (поясов).

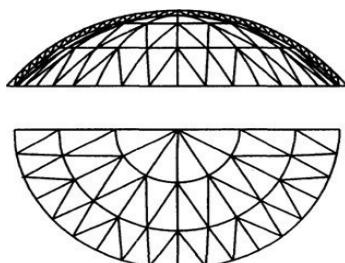


Рисунок 4.12 – Система Кайвитта

Система «Ромб-1». Данная система заключается в начальной меридиональной разрезке купола на сектора и с последующим деление каждого сектора на ромбовидные ячейки нанесением сети Чебышева.

В результате разбивки получается равномерная сеть из равнобедренных треугольников. Число типоразмеров элементов приблизительно вдвое меньше, чем в системе Кайвитта.

В результате разбивки основания секторов купола не совпадают с кольцевыми сечениями и образуют пространственную кривую, поэтому применение данного метода затруднено для круглых в плане покрытий.

Системы, основанные на применении многогранников, вписанных в сферу. Купол на основе этой системы разрезают из сферы, разбитой по геодезическим линиям, проведенным через вершины вписанных многогранников. Такими многогранниками обычно являются додекаэдр (12 пятиугольных граней) и икосаэдр (20 треугольных граней) [174].

Для сферической поверхности куполов целесообразно использование симметрии правильных многогранников. В практике проектирования наибольшее распространение получили два способа:

- 1) построение геодезической сети на основе додекаэдра (рисунок 4.13а);
- 2) построение 720-гранника на основе усеченного икосаэдра (рисунок 4.13б).

Первый способ заключается в проецировании вершин додекаэдра на сферическую поверхность. Полученные точки соединяются геодезическими линиями на сфере. Получается сеть из 60 равнобедренных треугольников. Каждый треугольник, в свою очередь, разбивается на более мелкие треугольники. Кенным треугольникам L пристраиваются слева и справа одинаковые треугольники B и т. д. Этот способ разбивки разработан Р. Б. Фуллером.

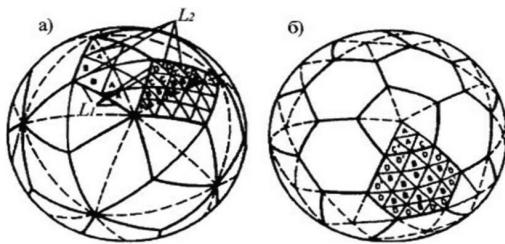


Рисунок 4.13 – Схема построения сферической сети на основе додекаэдра (а) и икосаэдра (б)

Во втором способе основой построения является усеченный икосаэдр, состоящий из 20 правильных шестиугольников и 12 правильных пятиугольников. Образуется сеть, состоящая из 180 треугольников двух типов, разбивается на четыре более мелких с двумя однотипными треугольниками по высоте. В результате получим треугольную сеть на сферической поверхности, состоящей из 720 ячеек. Этот способ предложен М. С. Туполевым.

Общее число граней при данной разбивке равно $180n^2$, число типоразмеров элементов равно $2n^2$

$$\frac{3}{2}n(n+1), \frac{1}{2}(n+1)(n+2), \quad (4.11)$$

где n – число членений исходного 180-гранника.

4.3 Аналитический метод расчета купольной крыши на прочность и устойчивость

Напряженно-деформированное состояние несущих элементов купольной крыши определяется действующими на него нагрузками. К основным нагрузкам на купольную крышу относятся собственный вес крыши, ветровая и снеговая нагрузки, температурные воздействия.

Сетчатые купола рассчитываются на прочность при упругих деформациях элементов, с дальнейшей проверкой устойчивости конструкции.

Пренебрегая перераспределением усилий в элементах конструкции в результате неупругих деформаций, данные, полученные из упругого расчета, можно использовать для выбора сечений элементов и проверки прочности конструкции.

В работе [41] В. В. Горев выделяет два основных подхода к расчету сетчатых куполов:

1. Сетчатый купол представляется сплошной осесимметричной оболочкой. Сетчатую конструкцию заменяют сплошной оболочкой, проводят расчет по безмоментной теории и затем проводят обратный переход к усилиям в дискретной системе. Определяют жесткостные характеристики эквивалентной сплошной оболочки, имеющей те же прочностные характеристики на растяжение, изгиб и кручение, что и заданная сетчатая система. Перемещения точек оболочки совпадают с перемещениями ее узлов. Переход от напряжений, полученных для сплошной оболочки, к усилиям в стержневой системе исходит из условий статического равновесия.

2. Сетчатый купол рассматривается как дискретная стержневая система и проводят расчеты методами строительной механики пространственных стержневых систем. Этот подход реализуют с помощью персональных компьютеров и использования программ статического расчета, таких как «Лира», Ansys, Scad и др.

Безмоментная теория оболочек основана на предположении, что при расчете тонкостенных оболочек вращения напряжения постоянны по толщине и отсутствует изгиб оболочки. В данных задачах оболочка считается тонкой, если отношение толщины оболочки к ее радиусу не более ($\frac{\delta}{R} \leq \frac{1}{20}$). К тонким оболочкам можно отнести часто встречающиеся конструкции, такие как резервуары, цистерны, газовые баллоны, корпуса химических аппаратов и др.

При расчете тонкостенных оболочек все нагрузки прикладывают к срединной поверхности оболочки. Основные положения безмоментной теории [171]:

– нагрузки действуют перпендикулярно к поверхности оболочки и симметричны относительно оси вращения;

– вследствие малой толщины оболочки изгибающий момент не возникает (сопротивление изгибу отсутствует);

– равномерное распределение напряжений по толщине стенки оболочки.

Статический расчет куполов-оболочек производят по безмоментной теории, согласно которой для сферической оболочки при действии на нее осесимметричной нагрузки основное уравнение напряженного состояния имеет вид

$$T_1 + T_2 = -q' R_K, \text{ кН/м}, \quad (4.12)$$

где T_1 – меридиональное усилие на единицу длины кольцевого сечения;

T_2 – кольцевое усилие на единицу длины дуги меридиана;

q' – равномерно распределенное нормальное к поверхности купола давление, направленное к центру купола $q' = q^* \cos \phi_K$;

R_K – радиус сферического купола.

Расчетная схема представлена на рисунке 4.14.

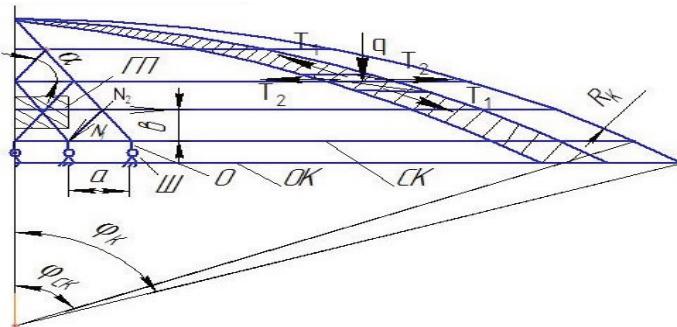


Рисунок 4.14 – Расчетная схема сетчатой купольной крыши резервуара:

q – нагрузка, T_1 , T_2 – меридиональные и кольцевые усилия, соответственно, N_1 ,

N_2 – меридиональное и кольцевое усилия в стержнях, соответственно,

a – расстояние между опорными стойками, b – расстояние между поясами, R_K –

радиус купольной крыши резервуара, ϕ_K – угол купольной крыши, ϕ_{CK} – угол стягивающего кольца, $Ш$ – шарнир, O – опорная стойка, OK – опорное кольцо,

CK – стягивающее кольцо, $ГП$ – грузовая площадка на узел купола

Определение усилий в стержнях купола. Определение усилий от собственного веса. Определим усилия в опорных стержнях купола. Примем вес купольной крыши резервуара 657 кН, после проектирования, массу купольной крыши следует уточнить. Нагрузка от собственного веса купола P_{CB} равна

$$P_{CB} = \gamma_f 2 \pi R_K h_K q_{CB}, \text{ кН,} \quad (4.13)$$

где γ_f – коэффициент надежности по нагрузке, $\gamma_f = 1,05$ [152];

h_K – высота купола, м;

q_{CB} – вес одного квадратного метра купола, кН/м².

Выразим высоту купола через его радиус, тогда

$$P_{CB} = \gamma_f 2 \pi R_K h_K q_{CB} = \gamma_f 2 \pi R_K^2 (1 - \cos \varphi_K) q_{CB}, \text{ кН,} \quad (4.14)$$

Отсюда расчетный вес одного м² купольной крыши будет равен

$$q_{CB} = P_{CB} / (\gamma_f 2 \pi R_K^2 (1 - \cos \varphi_K)), \text{ кН/м}^2.$$

Пример: $q_{CB} = 657 / (1,05 * 2 * 3,1415 * 48,56^2 * 0,22) = 0,2$ кН/м².

Исходя из опыта проектирования сетчатых куполов, рекомендуют определять расчетный вес одного м² купола по формуле: $q = \Omega * l$, Н/м²; где l – длина перекрываемого пролета, м; Ω – коэффициент, равный для стального купола 3...6, для алюминиевого 2...4. Если принять в нашем случае коэффициент равный средней величине $\Omega = 3$, а длину пролета равной диаметру резервуара, то $q = 0,182$ кН/м² правильно.

Нагрузка уравновешивается проекцией на вертикальную ось меридиональных усилий T_1 , действующих по периметру кольцевого сечения радиусом $R_i = R_K \sin \varphi_i$.

$$T_1 2 \pi R_i \sin \varphi_i = T_1 2 \pi R_K \sin^2 \varphi_i. \quad (4.15)$$

Исходя из равенства реакции опоры величине нагрузки, запишем

$$T_1 2 \pi R_K \sin^2 \varphi_i = \gamma_f 2 \pi R_K^2 (1 - \cos \varphi_i) q_{CB}.$$

Отсюда меридиональное усилие на единицу длины i -го кольца равно

$$T_{1i} = - \gamma_f R_K (1 - \cos \varphi_i) q_{CB} / \sin^2 \varphi_i,$$

$$T_{1i} = - \gamma_f q_{CB} R_K / (1 + \cos \varphi_i), \text{ кН/м,} \quad (4.16)$$

Пример: $T_{1i} = - 1,05 * 0,2 * 48,56 / (1 + 0,7807) = - 5,73$ кН/м.

Правило знаков: (+) – растягивающие усилия, (-) – сжимающие усилия.

Для тонкостенного купола-оболочки, при числе опорных стоек купола «n» и расстоянии между ними по длине дуги рассматриваемого горизонтального сечения «a», усилие в одной опорной стойке будет равно

$$T_{1\text{ оп}} = T_{1\text{OK}} * a \text{ кН.} \quad (4.17)$$

Пример: $T_{1\text{ оп}} = -5,73 * 2,4448 = -14,01 \text{ кН.}$

Кольцевые усилия T_2 найдем из выражения (4.12), после преобразования получим

$$-\gamma_f q_{CB} R_K / (1+\cos \varphi_i) + T_2 = -\gamma_f q_{CB} R_K \cos \varphi_i, \quad (4.18)$$

откуда кольцевое усилие T_{2i} на единицу длины меридиана будет равно

$$T_{2i} = \gamma_f R_K q_{CB} \left(\frac{1}{1+\cos \varphi_i} - \cos \varphi_i \right), \text{ кН /м, или}$$

$$T_{2i} = T_{1i} - \gamma_f R_K q_{CB} \cos \varphi_i. \quad (4.19)$$

Погонный распор купола в опорном кольце от собственного веса купола

$$T_{3i} = T_1 \cos \varphi_i,$$

или с учетом (1.19)

$$T_{3i} = -\gamma_f R_K q_{CB} * \cos \varphi_i / (1+\cos \varphi_i), \text{ кН/м.} \quad (4.20)$$

Результаты расчета сведем в таблицу 4.5.

Таблица 4.5 – Усилия в купольной крыше от собственного веса

№ пояса	Центральный угол, φ_i^0	Радиус пояса R_i , м	Усилия в куполе, кН/м			Усилия в куполе, кН		
			T_{1i}	T_{2i}	T_{3i}	$T_{1i} * a$	$T_{2i} * b$	$T_{3i} * a$
1	3,179592	2,6934	-5,10	-5,09	-5,09	-12,47	-13,72	-12,45
2	6,359184	5,3786	-5,12	-5,02	-5,09	-12,52	-13,72	-12,45
3	9,538776	8,0471	-5,14	-4,92	-5,07	-12,57	-13,26	-12,40
4	12,718371	10,6909	-5,16	-4,79	-5,03	-12,62	-12,91	-12,30
5	15,897963	13,3018	-5,20	-4,61	-5,00	-12,71	-12,42	-12,22
6	19,077555	15,8717	-5,24	-4,40	-4,95	-12,81	-11,86	-12,10
7	22,257147	18,3928	-5,30	-4,14	-4,91	-12,96	-11,16	-12,00
8	25,436739	20,8572	-5,36	-3,85	-4,84	-13,10	-10,38	-11,83
9	28,616331	23,2574	-5,43	-3,53	-4,77	-13,28	-9,51	-11,66
10	31,795923	25,5860	-5,51	-3,16	-4,68	-13,47	-8,52	-11,44
11	34,975515	27,8359	-5,61	-2,75	-4,60	-13,72	-7,41	-11,25
СК	38,155104	30,0000	-5,71	-2,31	-4,49	-13,96	-6,23	-10,98
ОК	38,680000	30,3500	-5,73	-2,23	-4,47	-14,01	-6,01	-10,93

где СК – стягивающее кольцо, ОК – опорное кольцо. Правило знаков: (–) для T_3 обозначает направление усилия – от резервуара, для T_1 и T_2 – усилия сжимающие, $a = 2,4448 \text{ м}; b = 2,6948$

Определение максимальных усилий в купольной крыше резервуара от неравномерной снеговой нагрузки. Для этого в купольной крыше резервуара вырежем полосу единичной ширины, приходящуюся на меридиан по направлению розы ветров на подветренной стороне купола, при $\sin \beta = 1$. Снеговую нагрузку возьмем из таблицы 4.4.

Реакцию меридиональных сил, вызванных снеговой нагрузкой на полосе единичной ширины подветренной стороны купола, определим из равенства

$$T_{1i} \sin \varphi_i * R_K \sin \varphi_i = M_{Pi}, \quad (4.21)$$

$$T_{1i} = -M_{Pi} / (R_K \sin 2 \varphi_i), \text{ кН/м}, \quad (4.22)$$

Пример: при $\varphi_i = \varphi_K$, $T_{1OK} = -942,57 / (48,56 * 0,39) = -49,77 \text{ кН/м}$.

Меридиональное усилие, приходящееся на одну опору, от воздействия снеговой нагрузки будет равно

$$T_{1OP} = T_{1OK} * a = -49,77 * 2,445 = -121,69 \text{ кН}. \quad (4.23)$$

Вычислим нормальную составляющую снеговой нагрузки на полосу единичной ширины, которая даст возможность дальнейшего вычисления кольцевого усилия T_{2i} в точке сопряжения купола с опорным кольцом. Удельная снеговая нагрузка на полосе единичной ширины с подветренной стороны купольной крыши равна

$$q_{CPI} = S_{Pi} / L_{Obi} = 38,96 / 32,8 = 1,19 \text{ кН/м}^2, \quad (4.24)$$

где L_{Obi} – длина образующей купольной крыши, $L_{Ob} = R_K * \varphi_i = 32,8 \text{ м}$;

S_{Pi} – сумма снеговой нагрузки на полосу, $S_{Pi} = S_{IIIi} + S_{IVi}$.

Нормальная составляющая удельной снеговой нагрузки на полосе единичной ширины равна

$$q'_{CPI} = q_{CPI} * \cos (\varphi_i) = 1,19 * 0,78 = 0,93 \text{ кН/м}^2, \quad (4.25)$$

Кольцевое усилие в точке i найдем из уравнения

$$T_{2i} = -q'_{CPI} * R_K + T_{1i}. \quad (4.26)$$

Пример: $T_2 = -0,93 * 48,56 + 40,65 = -4,51 \text{ кН/м}$.

Определим распорные усилия, приходящиеся на одну опору

$$T_{3OP} = T_{1OP} * \cos (\varphi_K) = -99,39 * 0,78 = 77,52 \text{ кН}. \quad (4.27)$$

Результаты расчета сведем в таблицу 4.6.

Таблица 4.6 – Усилия в купольной крыше от снеговой нагрузки

№ пояса	$\text{Sin}^2 \varphi_i$	T_{1i} , кН /м	$S_{\text{Вп}i}$, кН /м	$L_{\text{Об}i}$, м	$q_{\text{Сп}i}$, кН /м ²	$q'_{\text{Сп}i}$, кН /м ²	T_{2i} , кН /м	T_{3i} , кН /м
1	0,003	-5,84	0,32	2,7459	0,12	0,12	0,01	-5,83
2	0,012	-10,83	1,17	5,3393	0,22	0,22	0,15	-10,76
3	0,028	-14,08	2,38	8,0852	0,29	0,29	0,24	-13,89
4	0,049	-17,13	3,81	10,8311	0,35	0,34	0,62	-16,71
5	0,075	-20,60	5,64	13,4245	0,42	0,40	1,18	-19,81
6	0,107	-22,56	7,38	16,1704	0,46	0,44	1,19	-21,32
7	0,144	-23,44	8,91	18,9164	0,47	0,45	1,59	-21,69
8	0,185	-26,98	11,62	21,5097	0,54	0,49	3,19	-24,37
9	0,229	-27,87	13,32	24,2557	0,55	0,48	4,56	-24,47
10	0,278	-29,11	15,36	27,0016	0,57	0,48	5,80	-24,74
11	0,329	-35,85	20,58	29,5949	0,70	0,57	8,17	-29,38
СК	0,382	-45,84	28,35	32,3409	0,88	0,69	12,33	-36,04
ОК	0,391	-49,64	31,06	32,7985	0,95	0,74	3,51	-38,75

Суммарные усилия от собственного веса конструкций и снеговой нагрузки сведем в таблицу 4.7.

Таблица 4.7 – Суммарные усилия в купольной крыше резервуара от собственного веса и снеговой нагрузки

№ пояса	T_{1i} , кН /м	T_{2i} , кН /м	T_{3i} , кН /м	Усилие в стержнях, кН	
				N_{1i}	N_{2i}
1	-10,94	-5,08	-10,92	-26,75	-13,69
2	-15,95	-4,87	-15,85	-39,00	-13,12
3	-19,22	-4,68	-18,96	-46,99	-12,61
4	-22,29	-4,17	-21,74	-54,50	-11,24
5	-25,76	-3,43	-24,81	-62,98	-9,24
6	-27,80	-3,21	-26,27	-67,97	-8,65
7	-28,74	-2,55	-26,60	-70,26	-6,87
8	-32,34	-0,66	-29,21	-79,07	-1,78
9	-33,30	0,98	-29,24	-81,41	2,64
10	-34,62	2,64	-29,42	-84,64	7,11
11	-41,46	5,42	-33,98	-101,36	14,61
СК	-51,55	10,02	-40,53	-126,03	27,00
ОК	-55,37	1,28	-43,22	-135,37	3,45

Расчет сил в стержнях. Меридиональные усилия в стержнях купольной крыши считают по формуле

$$N_{1i} = T_{1i} a / 2 \cos \alpha. \quad (4.28)$$

Кольцевые усилия в стержнях купольной крыши можно посчитать по формуле

$$N_{2i} = T_{2i} b. \quad (4.29)$$

Результаты расчета сведем в таблицу 4.7.

После расчета усилий производится проверка устойчивости отдельных элементов и сферической оболочки в целом. При этом проверяется условие, при котором усилие сжатия N должно быть меньше критического

$$N \leq \frac{3EI}{r^2}, \quad (4.30)$$

где E – модуль упругости материала, Па;

I – момент инерции относительно вертикальной оси, м^4 ;

r – радиус кольца, м.

Усилие сжатия N определяется по формуле

$$N = T_1 r \cos \varphi. \quad (4.31)$$

Устойчивость сферической оболочки проверим по критическим напряжениям [174]

$$\sigma_{cr,ob} = \frac{E_{ob} t_{ob}}{R\sqrt{3(1-\mu_{ob}^2)}} \geq \sigma_{\max}, \quad (4.32)$$

где t_{ob} – толщина оболочки, м;

E_{ob} – модуль упругости материала оболочки, Па;

μ_{ob} – коэффициент Пуассона материала оболочки;

σ_{\max} – суммарные сжимающие напряжения для всех видов загружения.

Для однослойного сетчатого купола приводятся следующие формулы перехода к сплошному аналогу

$$E_{ob} = 4EI / 3il, \quad t_{ob} = 2i\sqrt{3}, \quad \mu_{ob} = 1/3, \quad (4.33)$$

где i – радиус инерции, м;

l – длина стержня сетчатого купола, м.

Усилия в стержнях конструкции купола определяются умножением усилий T_1 и T_2 на соответствующие расстояния между стержнями и проецированием их на направления стержней.

В работе [110] М. Е. Липницкий рассматривает две группы сетчатых куполов и их конструктивные решения. К первой группе он относит случай, когда все конструкции купола лежат только на внешней его поверхности и состоят из одного слоя конструктивных элементов. К таким конструкциям относятся купола Шведлера и другие, образованные из радиальных ребер, колец и диагоналей, поставленных в каждом четырехугольнике, образованном ребрами и кольцами. Во второй группе купола также состоят из одного слоя конструктивных элементов со сравнительно густой решеткой из треугольников, равномерно располагаемых на поверхности купола.

По мнению автора, простейшим способом определения усилий в любом месте оболочки является применение безмоментной теории, которое заключается в исследовании усилий в треугольном элементе сетчатого купола.

Критическое давление при потере устойчивости отдельного элемента

$$q_{kp} = \frac{2\sqrt{3}\pi^2 EI}{Rl^3}, \quad (4.34)$$

где l – шаг треугольной сетки.

Также местная потеря устойчивости может иметь место при приложении сосредоточенных сил в узле. В случае шарнирного соединения стержней сетчатого купола в стыках значение критической сосредоточенной нагрузки мало и находится в пределах

$$\frac{FEh^3}{\sqrt{3}l^3} \leq P_{kp} \leq \frac{2FEh^3}{\sqrt{3}l^3}, \quad (4.35)$$

где h – величина превышения точки A над примыкающими к ней соседними узлами.

Здесь левое значение учитывает неподвижность узлов В (рисунок 4.15) и что элементы ВВ нерастяжимы, а правое значение P_{kp} определено из условия, что

элементы ВВ растягиваются, и того же сечения, что АВ, и могут перемещаться по мере их загружения.

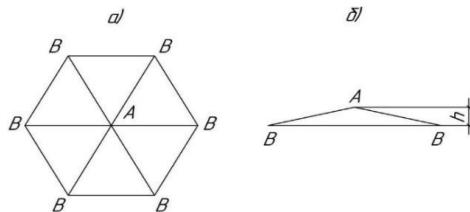


Рисунок 4.15 – Элемент купола для анализа потери устойчивости:
а – план; б – разрез

Тогда значение приведенной на продольный изгиб длины балки можно определить для второго случая, рассмотренного в формуле

$$P_{kp} = \frac{FEh^3}{\sqrt{3}l^3}. \quad (4.36)$$

Потерю общей устойчивости сетчатой оболочки можно исследовать, рассматривая как решение для эквивалентной континуальной оболочки. Критическое равномерное радиальное давление на сферическую оболочку с радиусом R может быть выражено в виде

$$q_{kp} = k \frac{Et^2}{R^2}, \quad (4.37)$$

где k – постоянная величина, для сферического купола целесообразно принять значение $k = 0,4$;

E – приведенный модуль упругости;

t – приведенная толщина оболочки;

$$E = \frac{EF}{3lr_u}, \quad (4.38)$$

где r_u – радиус инерции сечения;

$$t = 2\sqrt{3}r_u. \quad (4.39)$$

Для всех видов загружения суммарные сжимающие напряжения σ_{\max} , действующие в сечении балки, находятся по продольным усилия N и изгибающих моментов M согласно [161] по формуле

$$\sigma_{\max} = \frac{N}{A_n} \pm \frac{M}{W_x}, \quad (4.40)$$

где A_n и W_x – соответственно, площадь и момент сопротивления сечения рассматриваемой балки.

В общем случае продольное усилие сжатия находится по формуле (4.28). В свою очередь изгибающий момент в балке возникает под действием асимметричных нагрузок, действующих на купольную крышу резервуара, таких как снеговые и ветровые нагрузки.

Глава 5 Сетчатая купольная крыша резервуара

Коллективом ЗАО «Нефтемонтаждиагностика» разработаны проекты сетчатых алюминиевых купольных крыш для вертикальных стальных цилиндрических резервуаров вместимостью от 2000 до 50 000 м³, как сборных с креплением несущих балок в узлы болтовыми соединениями, так и сварных [128] для хранения нефтепродуктов под избыточным давлением.

5.1 Численное моделирование сетчатой купольной крыши

Численному моделированию купольных крыш вертикальных стальных резервуаров посвящены работы [125, 181] и др. В настоящей работе рассмотрим на примере методику численного моделирования сетчатой купольной крыши вертикального стального резервуара [88].

5.1.1 Методы построения сетчатой купольной крыши резервуара

Построение сетчатой купольной крыши методом ЗС. Расчет координат узлов сетчатой купольной крыши резервуара. В последнее время в России нашли широкое применение стальные вертикальные цилиндрические резервуары с сетчатыми алюминиевыми купольными крышами. Однако построение сети для купольной крыши, с определением координат узлов, с учетом минимизации типоразмеров связей, вызывает определенные трудности.

Известные методы разрезки поверхности сферы на треугольники имеют недостатки. Анализ методов формообразования купола приведен в работе [125].

С целью определения координат узлов купольной крыши резервуара, минимизации типоразмеров ее связей предлагается применить следующую методику [83].

Разбивка купольной крыши резервуара на треугольники. Известно, что вертикальные резервуары для хранения нефти строят с купольной крышей радиусом $0,8 D \leq R_K \leq 1,5 D$. Рассмотрим вариант купольной крыши с радиусом

купола $R_K = 0,8D$. При диаметре резервуара $D = 60,7$ м радиус купольной крыши будет равен $R_K = 48,56$ м. Центральный угол $\varphi_K = \arcsin(0,5D/R_K) = 38,682188^0$.

Построим сферу радиусом R_K и отсечем часть сферы плоскостью с радиусом стягивающего кольца R_{CK} будущего купола, в нашем случае $R_{CK} = 30$ м. Центральный угол $\varphi_{CK} = \arcsin(R_{CK}/R_K) = 38,155104^0$ ($0,665932$ рад). Определим длину окружности L_{CK} с радиусом R_{CK} , получим $L_{CK} = 188,496$ м. Разделим окружность L_{CK} на шесть равных частей. Любые две рядом лежащие точки соединим с вершиной купола, получим сферический треугольник Мебиуса ABC (рисунок 5.1) со сторонами $AB = BC = R_K * \varphi_{CK} = 48,56 * 0,665932 = 32,337658$ м. Дугу AC разделим на 13 отрезков, получим длину дуги связей стягивающего кольца равную 2,416615 м, а хорда между точками (длина связей) будет равна 2,416610 м.

Стороны AB и BC разделим на равные части, длиной от 2 до 4 метров. Длина определяется технологической целесообразностью изготовления и монтажа будущих несущих балок купола. В нашем случае стороны разделим на 12 частей. Получим отрезок дуги длиной 2,694805 м, а центральный угол $\varphi_2 = \varphi_{CK} / 12 = 3,179592^0$ ($0,055494$ рад). Хорда этой дуги будет равна $r_2 = 2R_K * \sin(\varphi_2/2) = 2,694460$ м. Построим сферу радиусом полученной хорды, с центром в точке B. Сфера пересечет стороны сферического треугольника AB и BC в точках 2 и 14 соответственно. Затем построим сферы с тем же радиусом с центрами в точках 2 и 14, пересечение трех сфер с центрами в точках 0₁, 2 и 14 даст следующую четвертую точку (узел) на поверхности сферического треугольника Мебиуса. Решая задачу последовательно по выше предложенному циклу, мы построим сеть точек (центры узлов) на 1/6 части поверхности купола. Соединим близлежащие точки прямыми линиями, получим искомые треугольники. На завершающем цикле разрезки соединим точки последнего ряда с точками, лежащими на дуге AC стягивающего кольца купола. Остальную часть купола построим путем последовательного перемещения данного сектора относительно центральной оси O₁B на 60⁰.

Определим центральные углы φ_i (см. рисунок 5.1), которые будут равны: $\varphi_i = \varphi_{i-1} + \varphi_2$ где i – номер точки (2...13). Определим радиусы R_{Pi} поясов, проходящие через точки i . Результаты расчета сведем в таблицу 5.1.

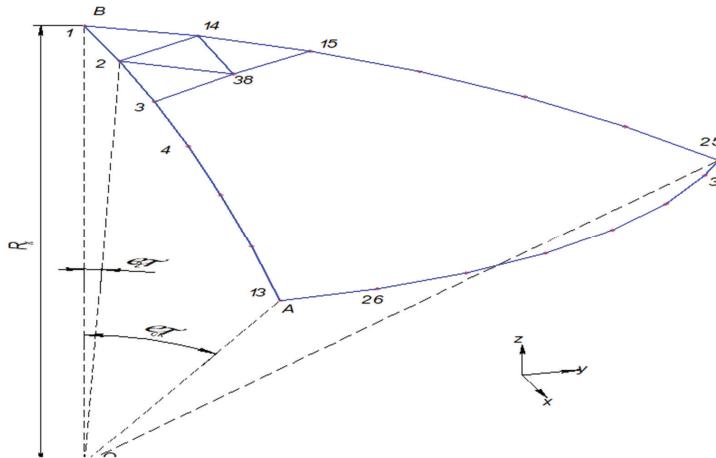


Рисунок 5.1 – Схема построения сети купола

Таблица 5.1 – Размеры центральных углов и радиусы поясов купольной крыши

№ точки (узла)	2,14	3,15	4,16	5,17	5,18	7,19	8,20	9,21	10,22	11,23	12,24	13,25
φ_i , град	3,179592	6,359184	9,538776	12,718371	15,897963	19,077555	22,257147	25,436739	28,616331	31,795923	34,975515	38,155104
R_{Pi} , мм	2693,4	5378,6	8047,1	10690,9	13301,8	15871,7	18392,8	20857,2	23257,4	25586,0	27835,9	30000,0

Найдем координаты точек 2 ... 13. Для этого построим систему координат с центром в точке O_1 . Плоскость XO_1Z должна лежать в плоскости BO_1A . Тогда координаты точек 2 ... 13 будут равны: $x_i = R_K * \sin \varphi_i$; $y_i = 0$; $z_i = R_K (\cos \varphi_i - \cos \varphi_K)$. Результаты расчета сведем в таблицу 5.1.

Для определения координат точек 14...25, лежащих на дуге ВС, воспользуемся следующими зависимостями: $x_i = R_K * \sin\varphi_i * \cos 60^0$; $y_i = R_K * \sin\varphi_i * \sin 60^0$; $z_i = R_K (\cos\varphi_i - \cos\varphi_{CK})$. Результаты расчета сведем в таблицу 5.1.

Определим координаты точек 26...37. Для этого отсечем купол горизонтальной плоскостью радиусом R_{CK} . Точки А и С принадлежат этой плоскости и окружности с центром в точке В'. Дугу АС разделим на 13 равных частей, получим точки 26...37. Тогда координаты вышеназванных точек можно определить по зависимостям: $x_i = R_{CK} * \cos \beta_i$; $y_i = R_{CK} * \sin \beta_i$; $z = 0$, где β – угол в плоскости. Для определения угла β_i длину окружности стягивающего кольца L_{CK} разделим на количество опор, получим длину дуги между опорами l_{CK} . Угол β между опорами равен $\beta = l_{CK}/R_{CK}$. Полученные результаты сведем в таблицу.

Определение координат точек 38... 110. Соединим прямыми линиями точки 2, В и 14, получим равнобедренный треугольник. Для построения следующего треугольника с основанием на прямой 2–14 нам нужна следующая точка (в нашем случае 38) и ее координаты.

Из аналитической геометрии известно, что пересечение трех сфер дает точку пересечения, которая принадлежит трем сферам (рисунок 5.2). Мы уже имеем часть сферы в виде сферического треугольника АВС с центром в O_1 ($x_1=0$, $y_1=0$, $z_1=0$). Построим сферы радиусом $r_2 = 2,694460$ с центрами в точках 2 и 14. Получим O_2 ($x_2 = 2,693423$, $y_2 = 0$, $z_2 = 48,485246$), O_{14} ($x_{14} = 1,346711$, $y_{14} = 2,332573$, $z_{14} = 48,485246$). Запишем уравнения трех сфер

$$\begin{aligned} r_1^2 &= x_1^2 + y_1^2 + z_1^2; \\ r_2^2 &= (x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2 + (z_1 - z_2)^2; \\ r_{14}^2 &= (x_1 - x_{14})^2 + (y_1 - y_{14})^2 + (z_1 - z_{14})^2. \end{aligned} \quad (5.1)$$

Нужно найти точку М (x, y, z), удовлетворяющую всем трем уравнениям.

Известно, что две сферы пересекаются по окружности, центр которой лежит на прямой, соединяющей центры сфер, и данная окружность лежит в плоскости, перпендикулярной данной прямой, следовательно, можно решить задачу через систему линейных уравнений. Нужно найти точку М (x, y, z), удовлетворяющую всем трем уравнениям.

Пусть $O_1(x_1, y_1, z_1)$, $O_2(x_2, y_2, z_2)$, $O_{14}(x_{14}, y_{14}, z_{14})$ – центры исходных сфер, d_{ij} – расстояние между центрами сфер, $M(x, y, z)$ – искомая точка. Найдем $O_{1-2}(x_1 + \alpha(x_2 - x_1), y_1 + \alpha(y_2 - y_1), z_1 + \alpha(z_2 - z_1))$ – центр пересечения первых двух сфер.

$$\begin{aligned} |O_1 O_{1-2}|^2 + |O_{1-2} M|^2 &= r_1^2; \\ |O_2 O_{1-2}|^2 + |O_{1-2} M|^2 &= r_2^2. \end{aligned} \quad (5.2)$$

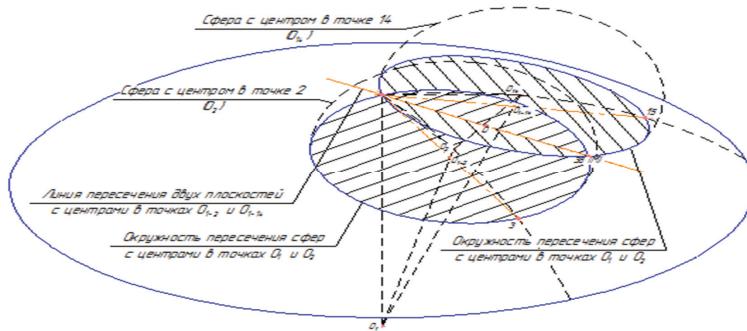


Рисунок 5.2 – Схема определения точки пересечения трех сфер

Вычтем второе уравнение из первого в формуле (5.2), получим

$$|O_1 O_{1-2}|^2 - |O_2 O_{1-2}|^2 = r_1^2 - r_2^2. \quad (5.3)$$

$$\text{Преобразуем } \alpha^2 |O_1 O_2|^2 - (1-\alpha)^2 |O_1 O_2|^2 = r_1^2 - r_2^2,$$

где $\alpha = 0,5 + (r_1^2 - r_2^2) / 2d_{1-2}^2$.

Искомая точка лежит в плоскости, проходящей через O_{1-2} и перпендикулярной $O_1 O_2$. Поэтому для нее выполняется уравнение данной плоскости

$$\begin{aligned} &(x_2 - x_1)x + (y_2 - y_1)y + (z_2 - z_1)z = \\ &= [(1 - \alpha)x_1 + \alpha x_2](x_2 - x_1) + [(1 - \alpha)y_1 + \alpha y_2](y_2 - y_1) + [(1 - \alpha)z_1 + \alpha z_2](z_2 - z_1). \end{aligned}$$

После подстановки α получим:

$$\begin{aligned} &(x_2 - x_1)x + (y_2 - y_1)y + (z_2 - z_1)z = \\ &= 0,5(x_2^2 - x_1^2 + y_2^2 - y_1^2 + z_2^2 - z_1^2) + 0,5(r_1^2 - r_2^2). \end{aligned} \quad (5.4)$$

Аналогично

$$(x_{14} - x_1) x + (y_{14} - y_1) y + (z_{14} - z_1) z = \\ = 0,5 (x_{14}^2 - x_1^2 + y_{14}^2 - y_1^2 + z_{14}^2 - z_1^2) + 0,5 (r_1^2 - r_{14}^2). \quad (5.5)$$

Пересечение двух полученных плоскостей дает прямую, перпендикулярную плоскости треугольника $O_1O_2O_{14}$. Пересечение данной прямой с плоскостью треугольника дает точку O – основание перпендикуляра из точки M на плоскость треугольника. Дополнив систему уравнением плоскости треугольника, получим линейную систему уравнений для координат точки O .

Уравнение плоскости треугольника имеет вид:

$$[(y_{14}-y_1)(z_2-z_1) - (y_2-y_1)(z_{14}-z_1)](x-x_1) + [(z_{14}-z_1)(x_2-x_1) - (z_2-z_1)(x_{14}-x_1)](y-y_1) + \\ + [(x_{14}-x_1)(y_2-y_1) - (x_2-x_1)(y_{14}-y_1)](z-z_1) = 0, \quad (5.6)$$

где $\bar{n} [(y_{14}-y_1)(z_2-z_1) - (y_2-y_1)(z_{14}-z_1), (z_{14}-z_1)(x_2-x_1) - (z_2-z_1)(x_{14}-x_1),$

$(x_{14}-x_1)^*(y_2-y_1) - (x_2-x_1)(y_{14}-y_1)]$ – векторное произведение $\overline{O_1O_2}$ и $\overline{O_1O_{14}}$.

Коэффициенты при координатах искомой точки O образуют матрицу 3×3 . Так как центры исходных сфер не лежат на одной прямой, то данная матрица не вырождена и искомые координаты находятся решением матрицы правой части системы. Обозначим найденные координаты точки O (x_0, y_0, z_0) . Тогда:

$$x = x_0 + k[(y_{14}-y_1)(z_2-z_1) - (y_2-y_1)(z_{14}-z_1)], \\ y = y_0 + k[(z_{14}-z_1)(x_2-x_1) - (z_2-z_1)(x_{14}-x_1)], \\ z = z_0 + k[(x_{14}-x_1)(y_2-y_1) - (x_2-x_1)(y_{14}-y_1)], \quad (5.7)$$

где

$$k = \pm \frac{\sqrt{r_1^2 - |OO_1|^2}}{2S_{O_1O_2O_{14}}}. \quad (5.8)$$

Вектор OO_1 задан точками $O(x_0, y_0, z_0)$ и $O_1(x_1, y_1, z_1)$, т. е. его декартовы координаты a_x, a_y, a_z

$$a_x = x_0 - x_{01}; a_y = y_0 - y_{01}; a_z = z_0 - z_{01}.$$

Модуль вектора \mathbf{a} определяется по формуле

$$|\mathbf{a}| = \sqrt{a_x^2 + a_y^2 + a_z^2}. \quad (5.9)$$

Тогда:

$$|OO_1| = \sqrt{(x_0 - x_1)^2 + (y_0 - y_1)^2 + (z_0 - z_1)^2}, \quad (5.10)$$

$$|O_2O_{14}| = \sqrt{(x_{14} - x_2)^2 + (y_{14} - y_2)^2 + (z_{14} - z_2)^2}. \quad (5.11)$$

Площадь треугольника $O_1O_2O_{14}$ найдем по формуле Гаронна

$$S_{O_1O_2O_{14}} = \sqrt{p(p-a)(p-b)(p-c)}, \quad (5.12)$$

где $p = 0,5(a+b+c)$, a, b, c – стороны треугольника.

Пример:

Пусть Диаметр резервуара $D = 60,7$ м.

Радиус купольной крыши $R_K = 0,8D = 48,56$ м.

Центральный угол $\varphi_K = \arcsin(0,5D/R_K) = 38,682188^0$.

Радиус стягивающего кольца $R_{CK} = 30$ м. Определяется конструктивно.

Центральный угол стягивающего кольца

$$\varphi_{CK} = \arcsin(R_{CK} / R_K) = 38,155104^0.$$

Дуги $AB = BC = R_K * \varphi_{CK} = 32,337658$ м.

Разделим дуги AB и BC на двенадцать равных частей, найдем точки $2, 3, \dots, 13, 14, \dots, 25$. Разделим дугу AC на тринадцать равных частей, получим точки $26, \dots, 37$. Угол между осью купола O_1B и точкой $2 \varphi_{CK}/12 = 3,179592^0$ ($0,055494$ рад.). Хорда между точками B и 2 равна $r_2 = 2R_K * \sin(\varphi_2/2) = 2,694460$ м. Координаты точки 2 ($x_2 = R_K * \sin \varphi_2 = 2,693423$ м.; $y_2 = 0$; $z_2 = R_K * \cos \varphi_2 = 48,485246$ м). Координаты точки 14 ($x_{14} = R_K * \sin \varphi_2 * \cos 60^0 = 1,346711$ м; $y_{14} = R_K * \sin \varphi_2 * \sin 60^0 = 2,332572$ м; $z_{14} = 48,485246$ м). Координаты точки $O_1(x_1=0; y_1=0; z_1=0)$.

Построим сферы радиусом r_2 с центрами в точках 2 и 14 . Пересечение сфер с центрами O_1 и O_2 даст плоскость с центром O_{1-2} , а пересечение сфер O_1O_{14} даст плоскость с центром O_{1-14} . Уравнение плоскости с центром O_{1-2} показано в выражении (5.4), а уравнение плоскости с центром в O_{1-14} – в выражении (5.5). Уравнение плоскости треугольника $O_1O_2O_{14}$ показано в выражении (5.6).

В уравнения (5.4), (5.5) и (5.6) введем известные величины, получим систему уравнений:

$$\begin{cases} 2,693423x + y + 48,485246z = 2354,443547; \\ 1,346711x + 2,332573y + 48,485246z = 2354,443547; \\ 113,095376x + 65,295663y - 6,282606z = 0. \end{cases}$$

Решим данную систему уравнений в матричном виде, получим координаты точки О ($x_0 = 2,018510$; $y_0 = 1,165387$; $z_0 = 48,447869$).

Для определения координат искомой точки 38, решим уравнение (5.7). В уравнении нам неизвестен безразмерный коэффициент k , модуль вектора $|OO_1|$ и площадь треугольника $O_1O_2O_{14}$. Модуль вектора $|OO_1|$ найдем из выражения (5.10)

$$|OO_1| = \sqrt{(2,018510 - 0)^2 + (1,165387 - 0)^2 + (48,447869 - 0)^2} = 48,503902.$$

Сторону треугольника O_2O_{14} вычислим по формуле (3.11)

$$O_2O_{14} = 2,693423 \text{ м.}$$

Полупериметр треугольника равен

$$p = 0,5 (48,56 + 48,56 + 2,693423) = 49,906711.$$

Площадь треугольника $O_1O_2O_{14}$ найдем из выражения (3.12)

$$S_{O_1 O_2 O_{14}} = 65,371132 \text{ м}^2.$$

Из уравнения (5.8) найдем коэффициент k

$$k = \pm \sqrt{48,56^2 - 48,503902^2} / (2 * 65,371132) = \pm 0,017848.$$

Координаты искомой точки определим из уравнения (5.7)

$$x_{38} = 4,037035 \text{ м}; y_{38} = 2,330784 \text{ м}; z_{38} = 48,335737 \text{ м.}$$

По вышеприведенному циклу определим координаты остальных точек, результаты внесем в таблицу 5.2.

Получен алгоритм для расчета координат узлов сетчатых крыш вертикальных стальных резервуаров. Сравнение полученных координат с экспериментальными данными показало расхождение результатов в пятом знаке после запятой, что означает хорошую сходимость расчетных и экспериментальных результатов. Разрезка поверхности купольной крыши резервуара по данной методике позволяет получить меридиональные связи

купола одного типоразмера с погрешностью не более 0,1 мм. Технология изготовления связей (несущих балок купола) позволяет получить размеры балок с погрешностью ± 1 мм, что вполне удовлетворительно для практики.

Таблица 5.2 – Координаты узлов купольной крыши резервуара

№ п/п	Координаты, мм			№ п/п	Координаты, мм			№ п/п	Координаты, мм		
	x	y	z		x	y	z		x	y	z
1	0000,0	0	10375,3	38	4037,0	2330,8	10151,0	75	23246,2	4599,5	4200,8
2	2693,4	0	10300,5	39	6714,9	2329,0	9852,3	76	22040,4	6853,2	4539,1
3	5378,6	0	10076,5	40	5374,4	4650,8	9852,3	77	20810,3	9081,8	4739,9
4	8047,1	0	9703,9	41	9372,0	2327,2	9405,4	78	19554,3	11289,7	4806,5
5	10691,0	0	9183,8	42	8042,8	4643,5	9478,9	79	18270,2	13481,4	4739,9
6	13301,8	0	8517,9	43	6701,4	6952,8	9405,4	80	16955,3	15661,0	4539,1
7	15871,7	0	7708,2	44	12000,2	2325,4	8811,7	81	15606,4	17832,1	4200,8
8	18392,8	0	6757,2	45	10686,3	4636,3	8957,4	82	14220,1	19997,3	3719,6
9	20857,2	0	5667,9	46	9358,3	6936,5	8957,4	83	26717,5	2314,5	2298,5
10	23257,4	0	4443,5	47	8013,9	9229,8	8811,7	84	25572,0	4592,0	2840,4
11	25586,0	0	3087,9	48	14591,4	2323,6	8072,9	85	24400,6	6836,2	3239,3
12	27835,9	0	1605,2	49	13296,7	4629,0	8289,4	86	23203,2	9051,4	3501,7
13	30000,0	0	0	50	11986,0	6920,1	8361,2	87	21978,7	11242,1	3631,8
14	1346,7	2332,6	10300,5	51	10657,1	9200,8	8289,4	88	20725,3	13413,1	3631,8
15	2689,3	4658,0	10076,5	52	9308,0	11474,8	8072,9	89	19440,3	15568,9	3501,7
16	4023,6	6969,0	9703,9	53	17137,6	2321,7	7191,3	90	18120,7	17713,4	3239,3
17	5345,5	9258,6	9183,8	54	15865,7	4621,7	7477,0	91	16762,8	19850,0	2840,4
18	6650,9	11519,7	8517,9	55	14576,0	6903,5	7618,7	92	15363,1	21980,8	2298,5
19	7935,9	13745,3	7708,2	56	13266,6	9171,4	7618,7	93	28924,3	2312,6	752,5
20	9196,4	15928,6	6757,2	57	11935,3	11429,3	7477,0	94	27818,4	4584,5	1352,5
21	10428,6	18062,9	5667,9	58	10579,5	13680,7	7191,3	95	26684,2	6819,1	1809,3
22	11628,7	20141,5	4443,5	59	19630,9	2319,9	6169,8	96	25522,3	9020,7	2130,4
23	12793,0	22158,2	3087,9	60	18385,5	4614,3	6522,7	97	24332,3	11194,0	2320,9
24	13917,9	24106,6	1605,2	61	17120,4	6886,9	6732,3	98	23112,4	13344,0	2384,1
25	15000,0	25980,8	0	62	15834,1	9141,8	6801,7	99	21860,5	15475,4	2320,9
26	29902,7	2414,0	0	63	14524,4	11383,3	6732,3	100	20573,4	17592,7	2130,4

27	29611,5	4812,3	0	64	13188,9	13615,2	6522,7	101	19247,7	19699,7	1809,3
28	29128,3	7179,5	0	65	11824,6	15840,9	6169,8	102	17879,5	21799,2	1352,5
29	28456,1	9500,0	0	66	22063,6	2318,1	5011,3	103	16465,0	23892,9	752,5
30	27599,4	11759,0	0	67	20848,2	4606,9	5429,5	104	27760,5	8989,8	630,4
31	26563,7	13951,7	0	68	19611,2	6870,1	5704,7	105	26607,4	11145,5	878,0
32	25355,7	16034,0	0	69	18351,3	9111,9	5841,1	106	25423,7	13274,0	1000,8
33	23983,3	18022,3	0	70	17066,8	11336,7	5841,1	107	24207,5	15380,6	1000,8
34	22455,3	19893,7	0	71	15755,3	13548,7	5704,7	108	22956,0	17470,0	878,0
35	20781,7	21636,1	0	72	14413,8	15751,7	5429,5	109	21665,7	19546,4	630,4
36	18973,4	23238,2	0	73	13039,4	17948,6	5011,3	110	20332,7	21613,5	253,7
37	17041,9	24689,5	0	74	24428,3	2316,3	3719,6	-	-	-	-

Получен алгоритм для расчета координат узлов сетчатых крыш вертикальных стальных резервуаров. Сравнение полученных координат с экспериментальными данными показало расхождение результатов в пятом знаке после запятой, что означает хорошую сходимость расчетных и экспериментальных результатов. Разрезка поверхности купольной крыши резервуара по данной методике позволяет получить меридиональные связи купола одного типоразмера с погрешностью не более 0,1 мм. Технология изготовления связей (несущих балок купола) позволяет получить размеры балок с погрешностью ± 1 мм, что вполне удовлетворительно для практики.

По выше приведенной методике разработали программу для машинного расчета координат узлов купольной крыши резервуара. Блок-схема программы приведена на рисунке 5.4.

Расчет длины связей между узлами. Соединим полученные точки прямыми линиями, получим 1/6 часть геодезической сети купольной крыши (рисунок 5.5). Длину связей определим в векторном виде. Модуль вектора \mathbf{a} между двумя точками i и j определим по формуле

$$|\mathbf{a}| = \sqrt{a_x^2 + a_y^2 + a_z^2}, \quad (5.13)$$

где $a_x = x_j - x_i$; $a_y = y_j - y_i$; $a_z = z_j - z_i$.

Преимуществом построения данной сети является системность и то, что меридиональные связи купольной крыши равны между собой.

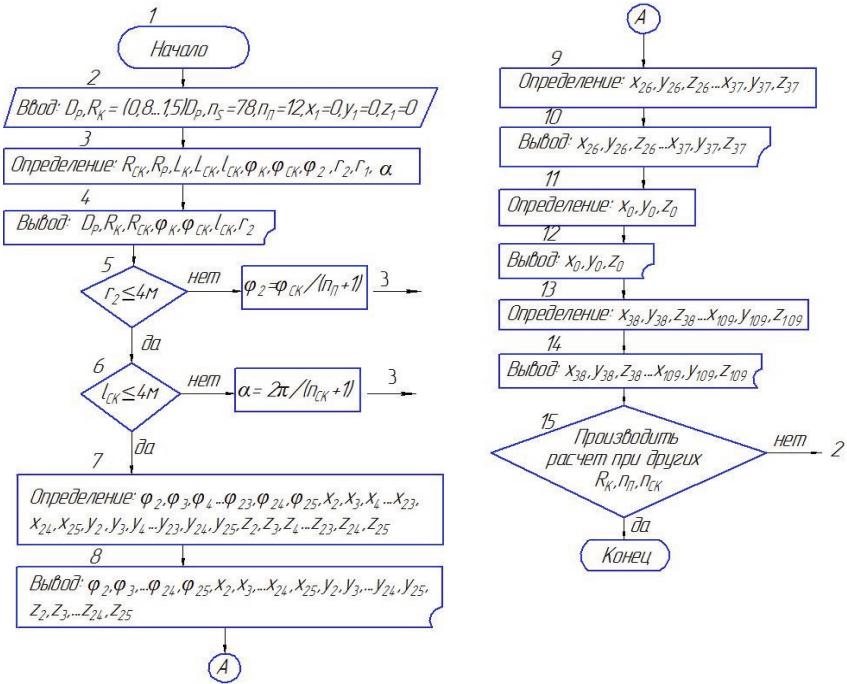


Рисунок 5.4 – Блок-схема расчета координат купольной крыши резервуара

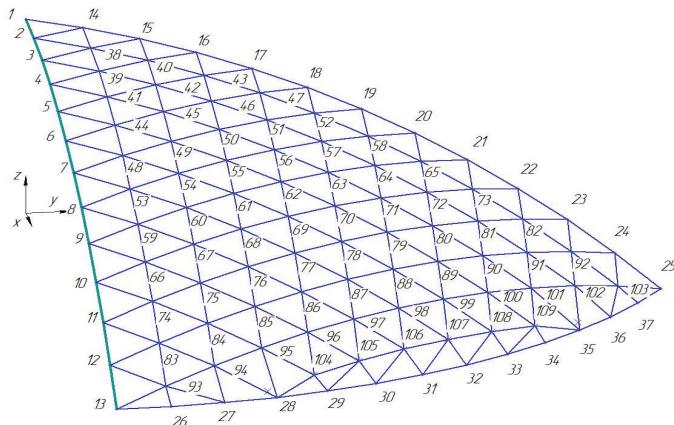


Рисунок 5.5 – Фрагмент геодезической сети купольной крыши резервуара

Недостатком данной схемы разбиения купола на треугольные элементы является то, что нижний пояс купольной крыши строится вне системы, а элементы имеют индивидуальные размеры.

Результаты расчета сведем в таблицу 5.3.

Таблица 5.3 – Типоразмеры и количество связей

№ п/п	Длина, мм	Количест во, шт.	№ п/п	Длина, мм	Количес тво, шт.	№ п/п	Длина, мм	Количест во, шт.
Меридиональные связи								
1	2694,5	178						
Кольцевые связи								
1	2693,4	1	16	2671,7	2	31	2562,8	2
2	2690,3	2	17	2634,3	2	32	2531,7	2
3	2687,2	2	18	2609,4	2	33	2513,1	2
4	2681,0	3	19	2597,0	2	34	2506,9	1
5	2684,1	2	20	2668,2	2	35	2659,3	2
6	2671,6	2	21	2593,9	2	36	2597,0	2
7	2662,3	2	22	2575,2	2	37	2547,3	2
8	2656,1	1	23	2569,0	1	38	2510,0	2
9	2677,9	2	24	2665,5	2	39	2485,1	2
10	2653,0	2	25	2615,7	2	40	2472,7	2
11	2640,5	2	26	2578,3	2	41	2457,2	2
12	2674,8	2	27	2553,5	2	42	2438,6	2
13	2643,6	2	28	2541,0	2	43	2432,4	2
14	2625,0	4	29	2662,4	2	44	2354,9	2
15	2618,7	1	30	2606,3	2			

Построение сети купольной крыши резервуара методом сечений.

Построение сети рекомендуется выполнять на персональном компьютере в программном комплексе «Компас», *SCAD* либо аналогичном комплексе программ.

Исходные данные: Диаметр резервуара $D_P = 60,7$ м, район строительства по снеговой нагрузке – V , по ветровой нагрузке – II, температура окружающей среды T_{\max}, T_{\min} – принимают по [160].

Введем точку O с координатами $O(x_0, y_0, z_0)$ и ортогональную систему координат, в которой ось z направим вертикально вверх. На оси z построим точку 1, удаленную от начала координат на расстояние R_K . Радиус купола R_K назначают из соотношения $0,8D_P \leq R_K \leq 1,5D_P$. Справа от оси z построим угол купольной

крыши $\varphi_K = \arcsin(R_p / R_K)$, где R_p – радиус резервуара. В нашем примере $R_p = 30,35\text{м}$, $\varphi_K = 38,68^\circ$. Из начала координат (точки O) построим дугу радиусом R_K от $\varphi_i = 0$ до угла φ_K . Данная дуга является образующей купольной крыши резервуара. На радиусе $R_{CK} = 30 \text{ м}$ построим стягивающее кольцо, которое примет на себя нагрузки на купольную крышу, угол $\varphi_{CK} = \arcsin(R_{CK} / R_K)$. В нашем случае $R_{CK} = 30 \text{ м}$, $\varphi_{CK} = 38,16^\circ$. Так как купольная крыша будет сборной, то необходимо определиться с количеством ее поясов n и длиной связей L . В выборе максимальной длины связи определяющим является ее длина, прочность, устойчивость и масса. Примем максимальную длину связи L_{max} , равную четырем метрам исходя из ее массы. После расчета купола на прочность и жесткость уточним размеры связей. Исходя из данной предпосылки, разделим угол φ_{CK} на двенадцать равных частей, получим φ_i – угол между поясами. На образующей купола получим двенадцать отрезков (поясов) и тринадцать точек (узлов). Соединим хордами концы отрезков на дуге, получим поперечный контур купольной крыши с двенадцатью поясами. Из полученных точек опустим перпендикуляры на ось z , получим радиусы поясов $r_i = R_K \sin(\varphi_i)$.

На оси OZ найдем точку, удаленную от начала координат на расстояние $R_K * \cos(\varphi_{CK})$, и из нее построим окружность, параллельную плоскости OXY . Разделим данную окружность на шесть равных частей. Ось X системы координат направим так, чтобы ранее построенная образующая лежала в плоскости XOZ , тогда нижняя точка образующей будет принадлежать также окружности, назовем эту точку A , кроме того все точки, лежащие на образующей купола, будут иметь $y = 0$. Верхняя точка образующей, назовем ее точкой B , будет иметь координаты $B(0;0;48,56)$. Построим плоскость через три точки B, O и точку соседнюю с точкой A на окружности, назовем ее точкой C . Таким образом, мы получили сферический треугольник Мебиуса ABC . Угол между плоскостями AOB и COB равен 60° .

Определим координаты точек, лежащих на поверхности треугольника Мебиуса. Точка 1 соответствует точке B вершине треугольника и имеет координаты $1(0;0;48,56)$, точка 2 лежит на стороне AB треугольника и имеет

координаты 2($x=r_2=R_K * \sin(\varphi_2)$; $y_2=0$; $z_2=R_K * \cos(\varphi_2)$), точка 3 лежит на стороне AB и имеет координаты 3($x=R_K * \sin(\varphi_3)$; $y=0$; $z_3=R_K * \cos(\varphi_3)$). Координаты следующих точек, лежащих на стороне AB треугольника, определять по приведенному алгоритму. Координаты точки 13 будут соответствовать координатам вершины A треугольника.

Точка 14 лежит на стороне BC треугольника. На оси OZ из точки O отложим отрезок, равный Z_2 . Из полученной точки построим окружность радиусом r_2 , параллельную плоскости XOY . Пересечение окружности со стороной BC треугольника даст точку 14($x_{14}=r_2 \cos(60^\circ)$; $y_{14}=r_2 * \sin(60^\circ)$; $z_{14}=z_2$). Точка 15 лежит на стороне BC треугольника. Для определения координат точки 15 на оси OZ отложим отрезок z_3 . Из полученной точки построим окружность радиусом r_3 , параллельную плоскости XOY . Пересечение окружности со стороной BC треугольника даст точку 15($x_{15}=r_3 \cos(60^\circ)$; $y_{15}=r_3 * \sin(60^\circ)$; $z_{15}=z_3$). Координаты следующих точек, лежащих на стороне BC треугольника, определять по приведенному алгоритму. Координаты точки 25 будут соответствовать координатам точки C треугольника.

Определим координаты точек, лежащих на окружности радиусом R_{CK} , между точками A и C . Разделим дугу AC на двенадцать отрезков. Полученные точки соединим хордами. Угол ABC разделим на 12, получим углы между искомыми точками 5° . Определим координаты полученных точек. Координата Z точек, лежащих на дуге AC , будет равна $Z = \cos(R_{CK} / R_K)$. Точка 26 будет иметь следующие координаты 26($x=R_{CK} * \cos(55^\circ)$; $y=R_{CK} * \sin(55^\circ)$). Точка 27 имеет следующие координаты ($x=R_{CK} * \cos(50^\circ)$; $y=R_{CK} * \sin(50^\circ)$). Следующие координаты точек, лежащих на дуге AC , определять по выше приведенному алгоритму.

Координаты следующих точек, лежащих внутри треугольника Мебиуса, можно определить по следующему алгоритму. Начиная от вершины купольной крыши (точки 1) каждый последующий пояс будет иметь $n+1$ точек в треугольнике Мебиуса. Так, на поясе 1 ему принадлежат точки 2 и 14, координаты данных точек уже известны. На поясе 2 радиусом r_3 , ему

принадлежат точки 3 и 15, появляется еще одна точка, назовем ее 38 (рисунок 5.5). Координаты точки 38($x=r_3 \cdot \cos(20^\circ)$; $y=r_3 \cdot \sin(20^\circ)$; $z=z_3$).

Таким образом, можно определить координаты всех точек, лежащих на поверхности треугольника Мебиуса. Начиная с точки 1 соединим полученные точки в треугольники, точки 1-2-14, 2-3-38 и так далее. Получим на поверхности треугольника Мебиуса сеть треугольников, у которых длины связей по поясам будут равны между собой. Затем полученную сеть треугольников перенесем на соседний участок купольной крыши и так далее. В результате получим сеть треугольников на всей купольной крыше.

5.1.2 Численная модель купола в ПК SCAD Office

Численное моделирование сетчатой алюминиевой купольной крыши вертикального стального резервуара в программном комплексе *SCAD Office* подробно изложено в работах [84, 88].

Общая характеристика программного комплекса. Современные строители и проектировщики при проектировании и выполнении расчетов по объектам строительства используют специализированные программные комплексы. Комплекс программ *SCAD Office* полностью отвечает их запросам и предназначается для расчета конструкций различного вида строительства. Программный комплекс состоит из четырех программ, предназначенных для решения различных задач:

– к первому относится комплекс вычислительных систем для проектных работ по зданиям и сооружениям, у которых достаточно сложная структура. Этот комплекс направлен на выполнение проектных задач расчета и представляет собой систему универсального расчетного анализа конечных элементов;

– во второй комплекс входят вспомогательно-дополнительные программы для импорта данных архитектурной подсистемы при формировании моделей укрупнения. Они служат для проведения геометрических расчетов и характеристик элементов стержневой системы. Дополнительно определяется для

объекта воздействие нагрузок и коэффициенты упругого основания для проведения конструктивного расчета;

– третий комплекс программ включает в себя нормативные элементы и документацию в виде аналитико-проектировочных программ. По требованию нормативно-технической документации (сводов правил, ГОСТ) производятся расчеты и проверка конструктивных элементов из металла и железобетона;

– при помощи программ четвертого комплекса проводится детальная проработка полученных результатов с последующей разработкой конструкторской документации. Комплекс SCAD Office используется для расчета и проектирования конструкций различного вида и назначения.

Комплекс SCAD Office включает в себя модули, позволяющие проводить подготовку исходных данных, анализ и документирование результатов, а также выполнение следующих видов расчета:

- статический расчет в линейной и геометрически нелинейной постановке;
- расчеты на динамические воздействия различного вида;
- определение комбинаций загружений и расчетных сочетаний усилий;
- проверки по различным теориям прочности (расчет главных и эквивалентных напряжений);
- расчет нагрузок от фрагмента схемы;
- анализ устойчивости конструкции.

Создание численной модели. После определения геометрических параметров купола (диаметра, радиуса кривизны купола и координат узлов) следующим этапом является создание численной модели в программном комплексе SCAD. Расчет в данной программе условно можно разделить на несколько этапов:

- 1) создание сети по известным координатам узлов купольной крыши;
- 2) соединение соответствующих узлов стержнями и пластинами настила;
- 3) задание жесткостных характеристик элементов купольной крыши;
- 4) установка необходимых связей и шарниров в узлах и элементах модели;
- 5) нагружение ранее рассчитанной нагрузки от собственного веса, снега и температурных воздействий на купольную крышу;

- 6) расчет модели на прочность и устойчивость;
 7) анализ результатов расчета, определение максимальных усилий, напряжений и перемещений, возникающих под действием внешних нагрузок и воздействий на конструкцию.

Расчетная схема купольной крыши с нагрузками и воздействиями представлена на рисунке 5.6.

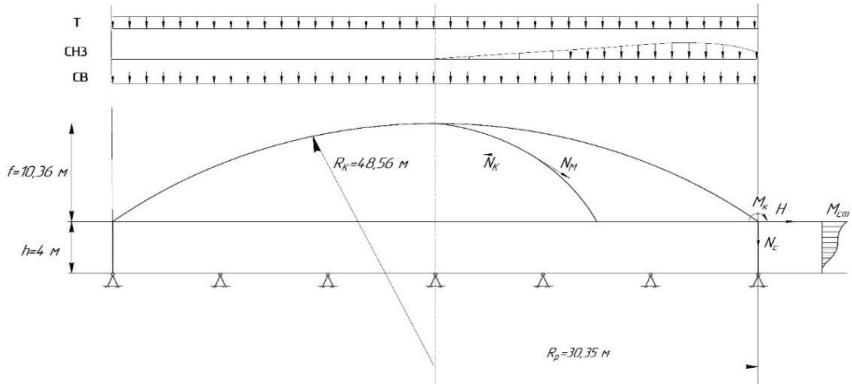


Рисунок 5.6 – Расчетная схема купольной крыши резервуара:

T – температурное воздействие; СНЗ – снеговая нагрузка по 3 варианту; СВ – собственный вес; f – высота купольной крыши; h – высота рассматриваемой стенки; R_k – радиус кривизны; R_p – радиус резервуара; N_k , N_M – кольцевые и меридиональные усилия; M_k – момент, действующий на опоры купольной крыши; M_{ct} – изгибающий момент, передающийся на стенку резервуара; H – распор; N_c – усилия, передающиеся на стенку резервуара.

Графическое представление численной модели. Для создания численной модели будем применять тип схемы «Система общего вида». На начальном этапе создания модели необходимо внести все узлы купольной крыши резервуара по координатам. Координаты узлов были найдены в предыдущем разделе. После того что будет построена сеть из узлов, соответствующие узлы соединяем

элементами типа «пространственный стержень» и пространственными пластинаами типа «треугольный конечный элемент оболочки».

Помимо купольной крыши резервуара, в численной модели введена стенка резервуара, состоящая из:

– верхнего пояса резервуара РВСП-50000 высотой 2000 мм;

– опорное кольцо резервуара. Опорное кольцо устанавливается на верхней кромке стенки резервуаров для создания опорных реакций сжатия, растяжения и изгиба при воздействии на крышу внешних и внутренних нагрузок;

– ветровое кольцо резервуара;

– дополнительные элементы жесткости конструкции (уголки, пластины).

Назначение жесткости элементов. При решении задачи об определении усилий и напряжений в элементах, перемещений в статически определимых стержневых системах необходимо задание реальной жесткости стержней и пластин или их соотношений.

Купольная крыша резервуара состоит из узлов, стержней и настила. Материалом изготовления металлических элементов (стержней) будет являться алюминиевый сплав АД31Т1 с расчетным сопротивлением материала $R=160$ МПа, модулем упругости материала $E=70 \cdot 10^3$ МПа и коэффициентом Пуассона $\mu=0,3$.

Стержни купольной крыши имеют два типа сечения:

– двутавр, для стержней основной части купольной конструкции (сечение I, рисунок 5.7б);

– квадратная труба, для стержней стягивающего кольца (сечение II, рисунок 5.7а).

Геометрические параметры выбранных сечений элементов представлены на рисунке 5.7.

Элементы настила будут иметь толщину 1,3 мм.

Материалом изготовления металлических элементов будет являться сталь С345 (09Г2С-12) по ГОСТ 27772-2015 и для ограждения ветрового кольца принимаем материал сталь Ст3пс по ГОСТ 535-88.

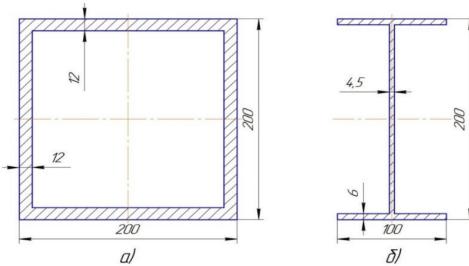


Рисунок 5.7 – Геометрические размеры сечений балок купольной крыши

Назначение опорных связей и условия примыкания элементов. Для закрепления конструкции в пространстве в узлах нижней кромки верхнего пояса стенки резервуара установим связи вдоль осей x , y и z глобальной системы координат, подразумевая под этим запрет перемещения соответствующих узлов вдоль выбранных осей.

5.1.3 Нагрузка численной модели

Загружением в программном комплексе SCAD называют систему одновременно действующих нагрузок на конструкцию. Стержневая система может быть рассчитана по нескольким комбинациям загружения – сочетание различных нагрузок с соответствующими коэффициентами.

В зависимости от вида нагрузки приложение может производиться в следующих вариантах:

- сосредоточенной силы и моментов, действующих в узлах численной модели и в любой точке по длине элемента;

- равномерно и неравномерно распределенной нагрузки по площади пластины или по длине стержня.

- 1) Нагрузка от собственного веса металлической конструкции.

После задания прочностных характеристик элементов численной модели (сечения, материала элемента) в программном комплексе SCAD Office имеется

возможность задания нагрузки от собственного веса. Для задания нагрузки используем пункт «**Собственный вес**» во вкладке «**Загружения**» программы.

Нагрузка на элементы задается в виде распределенной нагрузки по длине стержня или площади пластины соответственно. Значения нагрузки задается в зависимости от удельного объемного веса материала элемента и направлена вертикально вниз относительно оси *z* глобальной системы координат.

2) Снеговая нагрузка. Снеговая нагрузка прикладывается на численную модель тремя способами:

- сосредоточенные силы на узлы;
- распределенная по длине нагрузка на стержни конструкции;
- распределенная по площади нагрузка на пластины числовой модели.

В нашем случае нагрузку от снеговых воздействий будем прикладывать в виде сосредоточенных сил на каждый узел купольной крыши. Значения сосредоточенных сил на каждый узел рассчитаны для третьего варианта распределения снеговой нагрузки в предыдущем разделе работы и отображены в методическом пособии «Расчет нагрузок и воздействий на купольную крышу резервуара». Силы прикладываются на узел в направлении вертикально вниз относительно оси *z* глобальной системы координат. Схема купольной крыши (стенка резервуара условно не показана) с приложенными силами представлена на рисунке 5.8.

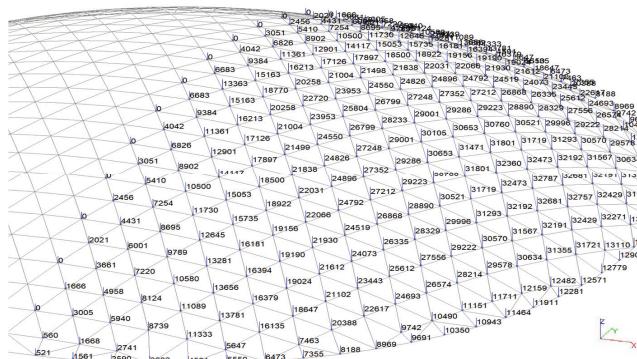


Рисунок 5.8 – Схема распределения узловых нагрузок

Третий вариант распределения снеговой нагрузки рассматривает расположение снежных масс на подветренной части купольной крыши резервуара. Для нашего случая снежная нагрузка будет распределена на правой части купольной крыши резервуара.

3) Температурные воздействия. Температурные воздействия на конструкцию задаются при помощи встроенных средств программного комплекса. Для этого воспользуемся пунктом **«Задание температурных нагрузок»** во вкладке **«Загружения»** программы. При задании температурных нагрузок исходным параметром является изменение температуры по отношению к температуре замыкания. В предыдущей главе проводился расчет температурных воздействий, в результате которого получили значение перепада температуры $\Delta t = -54^{\circ}\text{C}$.

Пластинчатые элементы конструкции (стенка резервуара, ветровое кольцо) разбиты на 3- и 4-угольные конечные элементы; стержни конструкции (ограждения, уголки жесткости) представлены в виде пространственных стержней; подкладные пластины представлены в виде объемных элементов.

5.1.4 Расчет НДС купольной крыши

После задания нагрузок на схему следующим этапом будет подготовка данных к расчету. По завершении создания численной модели и задания нагрузок необходимо провести проверку исходных данных. Проверка проводится при помощи пунктов **«Экспресс контроль схемы»** и **«Проверка готовности к расчету»**, в которых производится обнаружение недочетов и ошибок в рассматриваемой численной модели. Если проверка проведена успешно, не было обнаружено ошибок, переходим к заданию исходных данных расчета.

Для проведения расчета необходимо задать комбинацию загружений на экране управления проектом. Комбинация загружений задается в соответствии с результатами расчета комбинации расчета и включает комбинацию нагрузок от

собственного веса, снеговой нагрузки и температурного воздействия с соответствующими коэффициентами сочетания нагрузок.

После создания схем купольной крыши и элементов резервуара при помощи режима сборки в SCAD получим численную модель, представленную на рисунке 5.9.

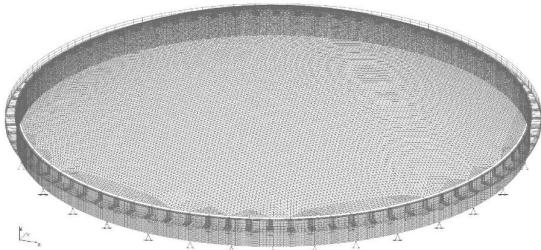


Рисунок 5.9 – Схема конструкции в программе SCAD

Метод конечных элементов состоит в том, что любую непрерывную величину (перемещение, напряжение, деформацию и т. п.) можно заменить близкой к исходному объекту моделью, состоящей из отдельных элементов (участков). На каждом из этих участков исследуемая величина аппроксимируется кусочно-непрерывной функцией на основе значений исследуемой непрерывной величины для конечного числа точек.

Поскольку метод перемещений лежит в основе используемых алгоритмов, то конструкция должна быть подготовлена к применению этого метода. Система должна состоять из набора элементов стандартного типа (пластин, стержней, оболочек и т. д.) – конечных элементов, присоединяемых к узловым точкам [10].

Конечные элементы характеризуется следующими свойствами:

- размерностью пространства (одномерное, двумерное, трехмерное);
- геометрической формой, которая в большинстве случаев является одной из простейших геометрических фигур (прямолинейный отрезок, треугольник, четырехугольник, тетраэдр и т. п.);

- набором узлов, располагаемых на границах раздела элементов и являющихся общими для примыкающих элементов;
- набором используемых числа степеней свободы элемента, отображающим возможность перемещения и вращения узла или элементов в пространстве;
- зависимостью между перемещениями узлов конечного элемента и узлами системы. Узлы элемента могут быть прикреплены к узлам системы жестко или шарнирно;
- зависимостью между перемещениями узлов конечного элемента по отношению к узлам системы (жесткое или шарнирное соединение);
- физическими законами, устанавливающими зависимость между внутренними усилиями и перемещениями элементов и узлов;
- допустимыми нагрузками и воздействиями, которые прикладываются к конечному элементу, и способом их задания.

Таким образом, метод конечных элементов состоит в следующем:

- 1) Разбиение поверхности конструкции на конечное число элементов, имеющих общие узловые точки и показывающие форму конструкции (дискретизация тела).
- 2) Создание системы линейных уравнений для нахождения перемещений узлов.
- 3) Определение перемещений узлов, решая систему линейных уравнений.
- 4) Определение напряженно-деформированного состояния конструкции по перемещениям ее узлов.

Для расчета купольной крыши резервуара необходимо выбрать оптимальный размер конечного элемента численной модели конструкции. Для этого был рассмотрен вопрос определения размера конечного элемента для получения результатов расчета со сходимостью не менее 95 процентов.

Для решения данной задачи были проведены расчеты максимальных перемещений элементов численной модели в зависимости от количества разбиения элементов и, соответственно, длины конечного элемента. Результаты представлены на графике (рисунок 5.10).



Рисунок 5.10 – Зависимость максимальных перемещений элементов от длины конечного элемента

Из графика получим, что сходимость результатов максимальных перемещений для количества разбиения 6 (102,4 мм) и 7 (100,8 мм) составляет

$$\Delta = \frac{102,4 - 100,8}{102,4} \cdot 100 = 1,7\%.$$

Значение погрешности в 1,7 процента считается приемлемым для выбранной сходимости не менее 95 процентов.

Делаем вывод, что оптимальной длиной конечного элемента является 380 мм. Примем данное значение для дальнейших расчетов в программном комплексе SCAD Office.

Нелинейная постановка задачи расчета купольной крыши резервуара.

Нелинейный характер зависимости между напряжением и деформацией является важной особенностью реальных материалов. Учет данных особенностей позволяет приблизить теоретические прогнозы к реальному их поведению при проведении конструкторских расчетов зданий и сооружений. В практике проектирования и расчетов конструкций различают физическую, геометрическую и конструктивную нелинейности.

Физическая нелинейность обуславливается нелинейной зависимостью между суммарными напряжениями и деформациями и характеризует работу материала конструкции в упругопластической области.

Геометрическая нелинейность возникает при больших перемещениях и деформациях элементов, что относительно часто встречается в резервуарных конструкциях.

Конструктивная нелинейность обуславливается изменением численной модели в процессе нагружения. Это связано со смещением отдельных элементов и узлов конструкции под действием нагрузки на каждом шаге нагружения.

Решение задач в нелинейной постановке выполняют с применением шагового метода, который основывается на исследовании поведения конструкции при относительно малых приращениях нагрузки.

Расчет нелинейных задач проводится в нескольких вариантах шагового метода:

- простой шаговый метод;
- шаговый с уточнениями;
- шагово-итерационный.

Расчет производится в нелинейной постановке, учитывающей конструктивную нелинейность поведения конструкции при загружении шаговым методом.

Для решения нелинейной задачи элементами конструкции купольной крыши принимаются стержни и элементы оболочки, для которых предусматривается учет нелинейности.

Для проведения расчета рассмотрим задачу с пошаговым увеличением нагрузки. Так как для проведения расчета нам необходимо задать количество шагов нагружения схемы, проведем анализ зависимости максимальных перемещений элементов конструкции в зависимости от количества шагов нагружения для нахождения значения со сходимостью 95 процентов. Результат представлен на рисунке 5.11.

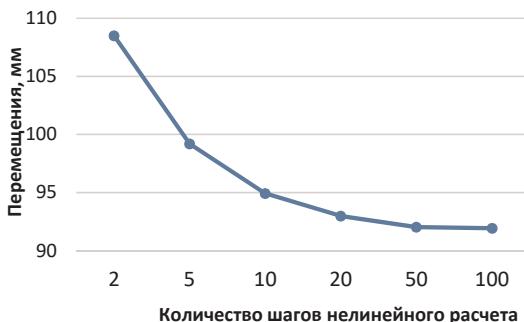


Рисунок 5.11 – Зависимость максимальных перемещений элементов от количества шагов нелинейного расчета

Из графика получим, что сходимость результатов максимальных перемещений для количества шагов 5 (98,9 мм) и 10 (95,1 мм) составляет

$$\Delta = \frac{98,9 - 95,1}{98,9} \cdot 100 = 3,8\%.$$

Значение погрешности в 3,8 процента считается приемлемым для выбранной сходимости (не менее 95 процентов).

Делаем вывод, что оптимальное количество шагов расчета, для сходимости не менее 95 процентов, равно 10.

Примем данное значение для дальнейших расчетов в программном комплексе SCAD Office.

Анализ результатов расчета. После создания численной модели перейдем к следующему этапу исследования устойчивости конструкции сетчатой купольной крыши резервуара.

В программный комплекс SCAD Office включены средства для предоставления результатов расчета в графическом виде, а также вывода результатов расчета в текстовый файл или в виде отчета результатов расчета схемы.

В нашем случае воспользуемся графическим анализом результатов с возможностью отображения на численной модели значений перемещений,

продольных усилий и напряжений в элементах конструкции в виде цветового распределения для наглядности отображения полученных результатов расчета.

По полученным данным будем проводить анализ напряженного деформированного состояния конструкции под действием внешних нагрузок и воздействий и сделаем вывод о возможности применения данной конструкции с выбранными ранее геометрическими и прочностными характеристиками.

Анализ перемещений узлов конструкции под воздействием нагрузок.

Результаты расчета перемещений представлены на рисунке 5.12.

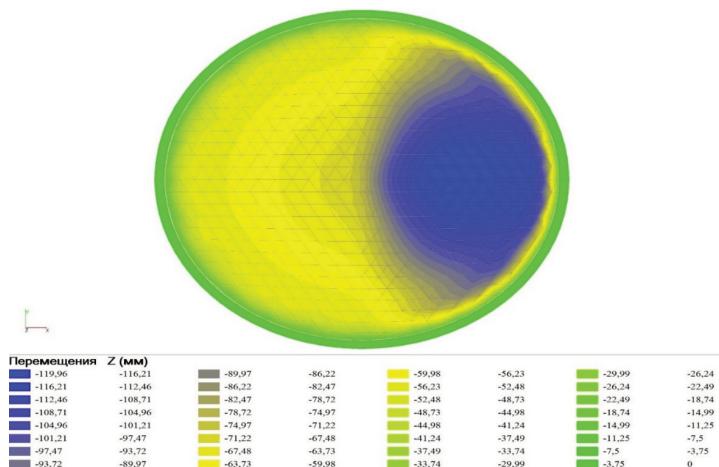


Рисунок 5.12 – Перемещения узлов вдоль оси z под действием нагрузок

По представленным результатам можно сделать вывод о том, что наибольшие перемещения наблюдаются в правой части купольной крыши, что связано с действием неравномерно распределенной снеговой нагрузки и отрицательным температурным перепадом.

Наибольшая величина перемещения при суммарной нагрузке от собственного веса, снеговой и температурной нагрузки $f = 120$ мм.

Проведем проверку допустимости перемещений такой величины. При расчете строительных конструкций должно быть выполнено условие

$$f \leq [f_u], \quad (5.14)$$

где f_u – предельное перемещение, устанавливаемое нормами [162].

Предельные перемещения для перекрытий, открытых для обзора при пролете $L \geq 36$ метров и при ограничении эстетико-психологическими требованиями, рассчитываются по формуле

$$f_u = \frac{L}{200}. \quad (5.15)$$

Величина пролета L принимается равной диаметру резервуара $D_p = 60\,700$ мм

$$f_u = \frac{60700}{200} = 303,5 \text{ мм.}$$

Условие (5.14): $120 \leq 303,5$ мм.

Условие выполняется, из чего можно сделать вывод о допустимости значения перемещения f для узлов купольной крыши резервуара.

Схема перемещений элементов купольной крыши представлена на рисунке 5.13.

По схеме делаем вывод о неравномерности перемещения элементов конструкции, о величине максимальных перемещений и их допустимости.

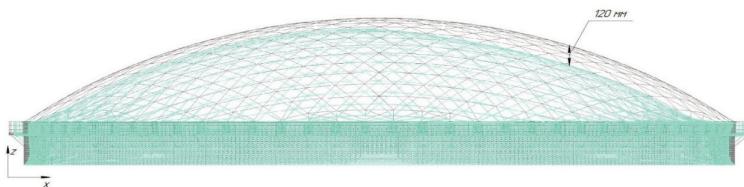


Рисунок 5.13 – Схема перемещений элементов купольной крыши резервуара

Анализ усилий в стержнях купольной крыши. Результаты расчета продольных усилий, возникающих в стержнях конструкции, представлены на рисунке 5.14.

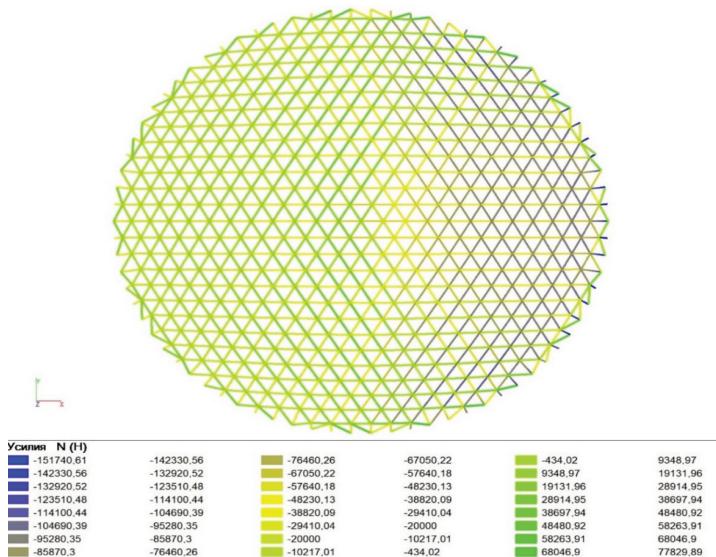


Рисунок 5.14 – Продольные усилия в стержнях основной части купола

Наибольшие усилия в стержнях с сечением I под воздействием нагрузок возникают в меридиональном стержне в правой части нижнего пояса купольной крыши. Это обуславливается воздействием неравномерной снеговой нагрузки на правую часть крыши. Значение усилия, полученное при расчете в SCAD в рассматриваемом стержне, $N_i^s = 151\ 740$ Н.

Определим максимальное усилие аналитическим методом по известным нагрузкам и воздействиям. Продольную осевую силу, действующую на элемент, найдем как суммарную нагрузку от веса по формуле

$$N = P_o \cdot \sin \alpha + P_t + P_{ch} \cdot \sin \alpha + P_{cb} \cdot \sin \alpha, \quad (5.16)$$

где P_o – сосредоточенная нагрузка от части купольной крыши, лежащей выше рассматриваемого элемента купольной крыши, кН;

P_T – нагрузка от температурных воздействий на элементы, расположенные в меридиональном направлении выше рассматриваемого элемента, кН;

P_{CH} – сосредоточенная снеговая нагрузка, действующая на элемент, кН;

P_{CB} – сосредоточенная нагрузка от собственного веса элемента, кН.

Сосредоточенную нагрузку от части купольной крыши, лежащей выше рассматриваемого элемента купольной крыши P_o , найдем по формуле

$$P_o = P_{CH}^{12} + P_{CB}^{12} = 167,5 + 9,4 = 176,9 \text{ кН.} \quad (5.17)$$

Суммарное продольное усилие в стержне по формуле (5.16)

$$N = 176,9 \cdot \sin 36,6 + 2,43 \cdot 9 \cdot 2,693 + 11,62 \cdot \sin 36,6 + 0,3 \cdot \sin 36,6 = 161,8 \text{ кН.}$$

Сходимость результатов расчета в SCAD Office составляет

$$\frac{161800 - 151740}{161800} = 6,2\%.$$

Погрешность 6,2 процента является приемлемой, и можно сделать вывод о том, что данный метод решения дает схожие результаты величин продольных усилий в несущих балках купольной крыши, что позволяет применять данный метод расчета при нахождении продольных усилий в несущих элементах конструкции.

Распределение продольных меридиональных усилий в элементах купольной крыши показано на рисунке 5.15.

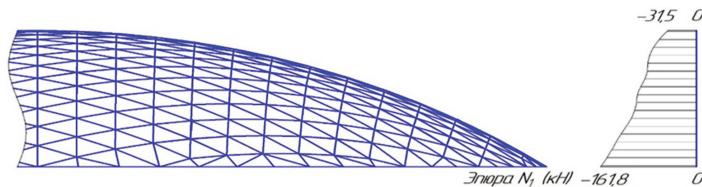


Рисунок 5.15 – Эпюры распределения меридиональных усилий в балках крыши

Определим кольцевые усилия по безмоментной теории. Равномерно распределенное нормальное давление q найдем по формуле

$$q = q_e \cdot \cos \varphi, \quad (5.18)$$

где q_e – горизонтально направленное давление, находится суммированием воздействия на данный элемент снеговой нагрузок, собственного веса и температурных воздействий, кН/м;

φ – центральный угол, град.

Кольцевые усилия на каждый элемент пояса определяют по формуле

$$N_2 = -qR - N_1. \quad (5.19)$$

Результаты расчета представлены в виде эпюры распределения кольцевых усилий по высоте крыши на рисунке 5.16.

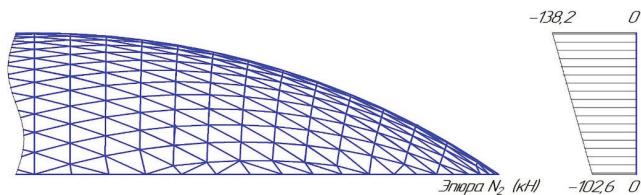


Рисунок 5.16 – Эпюра распределения кольцевых усилий в балках крыши

Под воздействием внешних нагрузок в опорном кольце возникают усилия распора H (рисунок 5.6), который находится в зависимости от меридионального усилия T_l :

$$H = T_l \cdot \cos \varphi_k = 161800 \cdot \cos 38,682 = 126,3 \text{ кН.}$$

Анализ напряжений, возникающих в элементах конструкции. Критерием работоспособности конструкции, т. е. близости ее к состоянию разрушения или необратимых деформаций, является величина напряжений, возникающих в силовых элементах конструкции от действия на нее внешних нагрузок.

Результаты расчета для величин напряжений стальных и алюминиевых элементах представлены на рисунках 5.17, 5.18 и 5.19.

Ввиду того что конструкция состоит из элементов, изготовленных из двух разных материалов – стали и алюминиевых сплавов, у которых разные

прочностные характеристики, произведем анализ напряжений для стальных и алюминиевых по отдельности.

Условие прочности по допустимым напряжениям $[\sigma^{c,a}]$, возникаемым в стальных и алюминиевых элементах под действием нагрузок:

$$[\sigma^{c,a}] \geq \sigma_{\max}^{c,a}, \quad (5.20)$$

где $\sigma_{\max}^{c,a}$ – максимальные расчетные напряжения в элементах из стали и алюминиевых сплавов соответственно.

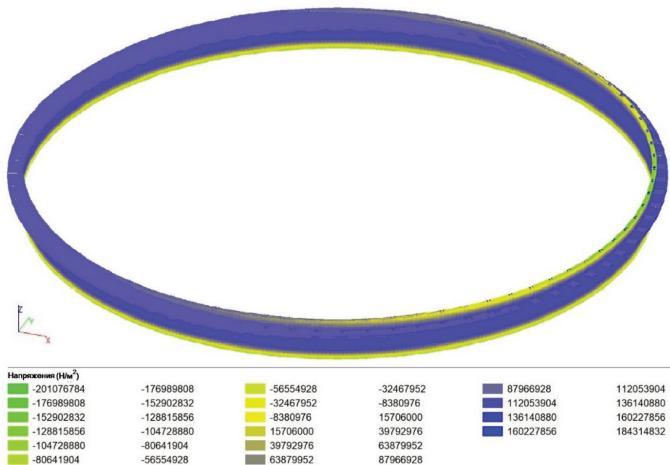


Рисунок 5.17 – Напряжения в стальных элементах конструкции

Наибольшие значения напряжения в элементах из стали, согласно рисунку 5.17, $\sigma_{\max}^c = 201 \text{ МПа}$ возникают в элементах опорного кольца, передающего нагрузку от купольной крыши на стенку резервуара.

Для стальных элементов допустимые напряжения $[\sigma^c]$, возникающие под действием нагрузок, рассчитываются по формуле

$$[\sigma^c] = \frac{R_c}{\gamma_m}, \quad (5.21)$$

где R_c – нормативное сопротивление, принимаемое по пределу текучести стали, $R_c=305$ МПа;

γ_m – коэффициент надежности, $\gamma_m=1,1$;

$$[\sigma^c] = \frac{305}{1,1} = 277 \text{ МПа.}$$

Условие (5.20) $277 \geq 201$.

Условие выполняется, следовательно, условие прочности по допустимым напряжениям для стальных элементов выполняется.

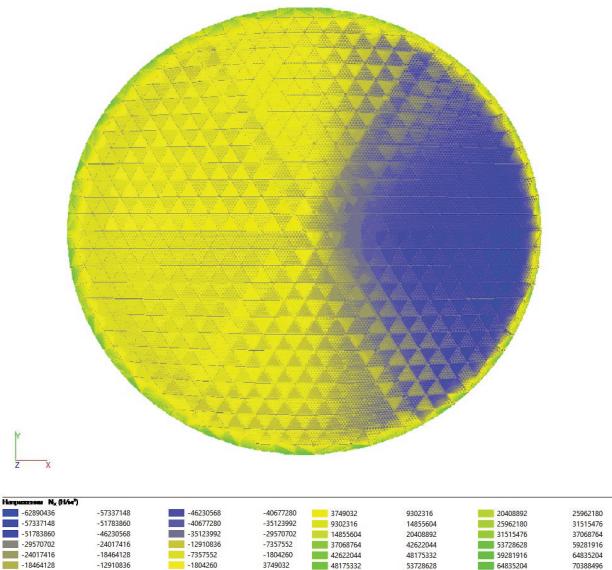


Рисунок 5.18 – Напряжения в элементах настила купольной крыши

Наибольшее значение напряжения в элементах настила из алюминиевого сплава, согласно рисунку 3.18, $\sigma_{\max}^a = 70,3$ МПа .

Для алюминиевых элементов настила допустимые напряжения $[\sigma^a]$, возникаемые под действием нагрузок, рассчитываются по формуле

$$[\sigma^c] = \frac{R_a}{\gamma_m}, \quad (5.22)$$

где R_a – расчетное сопротивление, $R_a=85$ МПа,

γ_m – коэффициент надежности, $\gamma_m=1,1$.

$$[\sigma^c] = \frac{85}{1,1} = 78 \text{ МПа. } 78 \geq 70,3 \text{ МПа.}$$

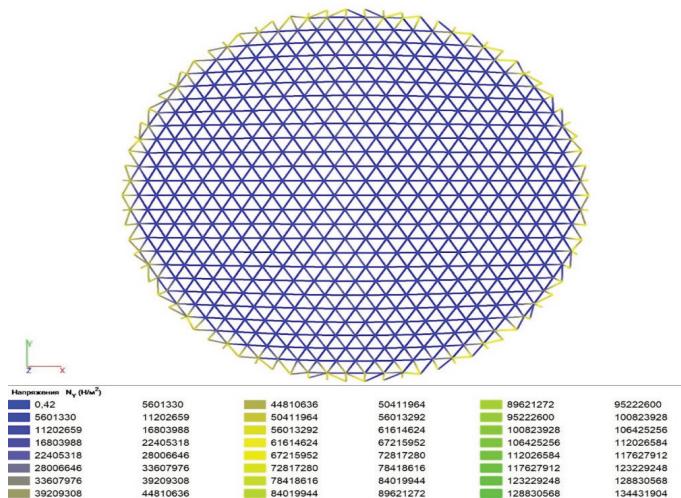


Рисунок 5.19 – Напряжения в несущих балках купольной крыши

Условие выполняется, следовательно, условие прочности по допустимым напряжениям для элементов настила выполняется.

Наибольшее значение напряжения в элементах настила из алюминиевого сплава, согласно рисунку 5.18, $\sigma_{\max}^a = 134,4$ МПа.

Для алюминиевых несущих балок допустимые напряжения $[\sigma^a]$, возникаемые под действием нагрузок, рассчитываются по формуле

$$[\sigma^c] = \frac{R_a}{\gamma_m}, \quad (5.23)$$

где R_a – расчетное сопротивление, $R_a=160$ МПа;

γ_m – коэффициент надежности, $\gamma_m = 1,1$;

$$[\sigma^c] = \frac{160}{1,1} = 145,5 \text{ МПа}; 145,5 \geq 134,4 \text{ МПа.}$$

Условие выполняется, следовательно, условие прочности по допустимым напряжениям для алюминиевых элементов выполняется.

Анализ изгибающих моментов, возникающих в узлах конструкции. На рисунке 5.20 представлена эпюра распределения изгибающих моментов в узлах наиболее нагруженного участка купольной крыши.

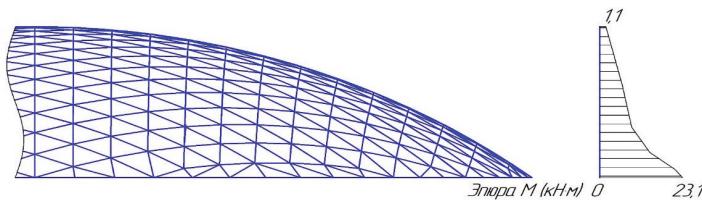


Рисунок 5.20 – Эпюра распределения изгибающих моментов в узлах крыши

Проверочный расчет на прочность и устойчивость элементов крыши.

Расчет балок двутаврового сечения. Максимальные продольные усилия возникают в балке, расположенной у стягивающего кольца в поясе наиболее нагруженного участка купольной крыши, расчетная схема представлена на рисунке 5.21.

Расчет элементов, подверженных действию осевой силы с изгибом (сжато-изгибаемых) следует выполнять по условию (5.23) по формуле

$$\frac{\frac{N_1}{A_{n1}} + \frac{M_y}{W_{y1}}}{R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (5.24)$$

где N_1 – продольная осевая сила, действующая на элемент, Н;

A_{n1} – площадь сечения элемента, для сечения I $A_{n1}=25,2 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$;

M_y – момент, возникающий в элементе от неравномерно распределенной снеговой нагрузки, Н·м;

W_y – момент сопротивления сечения элемента, для сечения I $W_x=148 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$;
 γ_c – коэффициент условий работы, $\gamma_c = 1$.

$$\frac{\frac{N}{A_n} + \frac{M_x}{W_x}}{R\gamma_c} = \frac{\frac{161800}{25,2 \cdot 10^{-4}} + \frac{12520}{148 \cdot 10^{-6}}}{160 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,906, \quad 0,906 \leq 1.$$

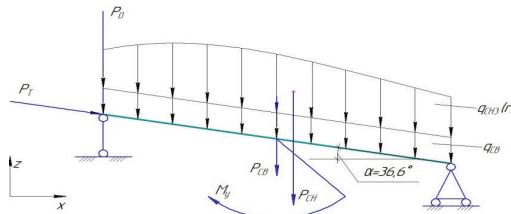


Рисунок 5.21 – Расчетная схема для расчета сечения I

Условие выполнилось, следовательно, прочность стержня обеспечивается.

Запас по прочности составляет 11 процентов.

Проверку на устойчивость элементов следует выполнять по формуле

$$\frac{N_1}{\varphi_e A_{n1} R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (5.25)$$

где φ_e – коэффициент устойчивости при сжатии с изгибом, определяется в зависимости от условной гибкости λ и приведенного относительного эксцентриситета m_{ef} .

Условная гибкость λ находится по формуле

$$\bar{\lambda} = \frac{l_{ef}}{i} \sqrt{\frac{R}{E}}, \quad (5.26)$$

где l_{ef} – расчетная длина стержня, $l_{ef} = 2,693 \text{ м}$;

i_I – радиус инерции сечения I, $i_I = 8 \cdot 10^{-2} \text{ м}$;

$$\bar{\lambda} = \frac{2,693}{8 \cdot 10^{-2}} \sqrt{\frac{160 \cdot 10^6}{70 \cdot 10^9}} = 1,6.$$

Приведенный относительный эксцентрикситет m_{ef} :

$$m_{ef} = \eta \cdot \frac{M_y \cdot A_{n1}}{N_1 \cdot W_{y1}}, \quad (5.27)$$

где η – коэффициент влияния формы сечения, по таблице Е.3 [161] для двутавра $\eta=1,25$.

$$m_{ef} = 1,25 \frac{12520 \cdot 25,2 \cdot 10^{-4}}{161800 \cdot 148 \cdot 10^{-7}} = 2,4.$$

По таблице Е.1 значение коэффициента устойчивости при сжатии с изгибом для $\bar{\lambda}=1,4$ и $m_{ef}=2,4$ принимаем равным $\varphi_e=0,398$. Условие (5.25):

$$\frac{N_1}{\varphi_e A_n R \gamma_c} = \frac{161800}{0,398 \cdot 25,2 \cdot 10^{-4} \cdot 160 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,95,$$

$$0,95 \leq 1.$$

Условие выполнилось, следовательно, устойчивость стержня обеспечивается.

Запас по прочности составляет 5 процентов.

Расчет на прочность и устойчивость элементов стягивающего кольца.

Проверку сечения балок стягивающего кольца будем проводить по формулам (5.28), где площадь сечения II балки стягивающего кольца $A_{n2}=0,00902 \text{ м}^2$. Продольным усилием, действующим в данной балке, будет являться кольцевое усилие $N_2=T_2=554,6 \text{ кН}$, найденное при помощи программного комплекса SCAD.

Расчет на прочность элементов, подверженных центральному растяжению или сжатию силой N_2 , согласно [162], следует выполнять по формуле

$$\frac{N_2}{A_{n2} R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (5.28)$$

где A_n – площадь сечения стержня, м^2 ;

R – расчетное сопротивление при растяжении, сжатии и изгибе, Па;

γ_c – коэффициент условий работы, $\gamma_c=1$.

Расчетное сопротивление алюминиевого сплава АД31Т1 согласно [161] принимаем равным $R_a=120$ МПа. Площадь сечения при данных геометрических параметрах сечения квадратной трубы $A_{n2} = 0,00902$ м².

Условие (5.28):

$$\frac{554600}{0,00902 \cdot 120 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,514, \text{ т. е. } 0,514 \leq 1.$$

Условие выполнилось, следовательно, прочность стержня обеспечивается.

Запас прочности составляет 94 процента.

Проверку на устойчивость элементов, подверженных центральному сжатию силой N_2 , согласно [161], следует выполнять по условию

$$\frac{N_2}{\varphi A_{n2} R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (5.29)$$

где φ – коэффициент, принимаемый в соответствии с таблицей Г.2, для гибкости стержня λ и алюминия марки АД31Т1.

Гибкость стержня λ для длины стержня $l=2,416$ м и радиуса инерции сечения $r=7,7 \cdot 10^{-2}$ м находится по формуле

$$\lambda = \frac{l}{r} = \frac{2,416}{7,7 \cdot 10^{-2}} = 31,4.$$

Согласно таблице Г.2 коэффициент φ принимаем равным $\varphi = 0,865$.

Условие (5.29):

$$\frac{556000}{0,865 \cdot 0,00205 \cdot 120 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,594, \text{ т. е. } 0,594 \leq 1.$$

Условие выполняется, следовательно, продольная устойчивость стержня обеспечивается. Запас устойчивости составляет 65 процентов.

Принятое сечение балок обеспечивает необходимую прочность и устойчивость конструкции.

Определение моментов, вызванных снеговой нагрузкой. Балки конструкции купольной крыши резервуара под внешними нагрузками и воздействиями будут работать на сжатие и изгиб. Поэтому для рассмотрения

вопроса прочности и устойчивости необходимо произвести расчет моментов, вызванных неравномерно распределенной снеговой нагрузкой.

Для нахождения момента, действующего на элемент конструкции купольной крыши, рассмотрим элемент как балку на двух опорах с действующей на нее равномерно распределенной нагрузкой от собственного веса q_{CB} и неравномерно распределенной снеговой нагрузкой q_{CH_3} , согласно сочетанию нагрузки 12.

Расчетная схема представлена на рисунке 5.22.

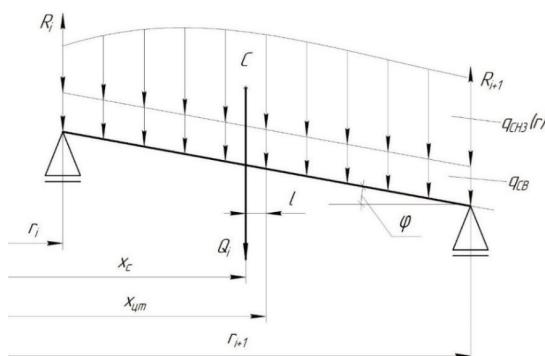


Рисунок 5.22 – Расчетная схема нахождения максимальных моментов

Момент, возникающий от воздействия нагрузок

$$M_i = Q_i \cdot l_i \cdot \cos \varphi, \quad (5.30)$$

где Q_i – модуль равнодействующей нагрузки, Н;

l_i – плечо сосредоточенной нагрузки относительно центра балки, м;

φ – угол наклона балки относительно горизонтальной плоскости, рад.

Модуль равнодействующей нагрузки численно равен площади эпюры распределенной нагрузки

$$Q_i = \int_{r_i}^{r_{i+1}} q(x) dx, \quad (5.31)$$

где $q(x) = q_{CB} + q_{CH_3}(x)$.

$$Q_i = \int_{r_i}^{r_{i+1}} (q_{CB} + q_{CH_3}(x)) dx = \int_{r_i}^{r_{i+1}} q_{CB} dx + \int_{r_i}^{r_{i+1}} q_{CH_3}(x) dx = q_{CB} \cdot (r_{i+1} - r_i) + \int_{r_i}^{r_{i+1}} q_{CH_3}(x) dx.$$

Для определения координаты точки C приложения равнодействующей силы применим теорему Вариньона, согласно которой, если система сил имеет равнодействующую, то момент равнодействующей относительно любого центра равен сумме моментов всех сил системы относительно этого центра.

Записывая эту теорему $q(r)$ в проекциях на ось x

$$x_c Q = \int_{r_i}^{r_{i+1}} x q(x) dx. \quad (5.32)$$

Соответственно, координата точки приложения равнодействующей x_c

$$\begin{aligned} x_c &= \frac{1}{Q} \int_{r_i}^{r_{i+1}} x q(x) dx = \frac{1}{Q} \int_{r_i}^{r_{i+1}} x (q_{CB} + q_{CH_3}(x)) dx = \frac{1}{Q} \int_{r_i}^{r_{i+1}} x q_{CB} dx + \frac{1}{Q} \int_{r_i}^{r_{i+1}} x q_{CH_3}(x) dx = \\ &= \frac{q_{CB} \cdot (r_{i+1}^2 - r_i^2)}{2 \cdot Q} + \frac{1}{Q} \int_{r_i}^{r_{i+1}} x q_{CH_3}(x) dx. \end{aligned}$$

Плечо сосредоточенной нагрузки относительно центра балки l

$$l = |x_{ym} - x_c|, \quad (5.33)$$

где x_{ym} – координата центра тяжести рассматриваемой балки, $x_{ym} = \frac{r_i + r_{i+1}}{2}$.

Неравномерно распределенная нагрузка от снеговой нагрузки q_{CH_3} согласно расчету снеговой нагрузки по 3 варианту распределения снега по формуле

$$\begin{aligned} q_{CH_3}(x) &= c_e c_t \mu S_g \gamma_f = c_e c_t S_g \gamma_f \cdot 3 \sqrt{2 \frac{f}{d} \left[3 \frac{x}{48,56} - 4 \left(\frac{x}{48,56} \right)^3 \right]} = \\ &= 0,851 \cdot 2,51,43 \sqrt{2 \frac{10,6}{60,7} \left[3 \frac{x}{48,56} - 4 \left(\frac{x}{48,56} \right)^3 \right]} = 5,28 \sqrt{3 \frac{x}{48,56} - 4 \left(\frac{x}{48,56} \right)^3}. \end{aligned}$$

Произведем расчет момента для балки первого пояса.

Равнодействующая нагрузка Q

$$Q_i = q_{CB} \cdot (r_i - r_0) + \int_0^{r_i} q_{CH3}(x) dx = 0,25 \cdot (2,693 - 0) + \int_0^{2,693} 5,28 \sqrt{3 \cdot \frac{x}{48,56} - 4 \left(\frac{x}{48,56} \right)^3} dx = \\ = 0,673 + 3,86 = 4,53 \text{ кН.}$$

Координата точки приложения равнодействующей x_c

$$x_c = \frac{q_{CB} \cdot (r_i^2 - r_0^2)}{2Q} + \frac{1}{Q} \int_{r_0}^{r_i} x \cdot 5,28 \sqrt{3 \cdot \frac{x}{48,56} - 4 \left(\frac{x}{48,56} \right)^3} dx = \frac{0,25 \cdot (2,693^2 - 0)}{4,53} + \\ + \frac{1}{4,53} \int_0^{2,693} x \cdot 5,28 \sqrt{3 \cdot \frac{x}{48,56} - 4 \left(\frac{x}{48,56} \right)^3} dx = 0,4 + 1,37 = 1,77 \text{ м.}$$

Плечо сосредоточенной нагрузки относительно центра балки l

$$l = |x_{ym} - x_c| = \left| \frac{2,693 + 0}{2} - 1,777 \right| = 0,43 \text{ м.}$$

Максимальный момент, возникающий в балке первого пояса под действием снеговой нагрузки

$$M_i = Q_i \cdot l \cdot \cos \varphi = 4,53 \cdot 0,43 \cdot \cos 0,06 = 1,94 \text{ кН}\cdot\text{м.}$$

Результаты расчета для остальных поясов занесем в таблицу 5.5.

Таблица 5.5 – Результаты расчета максимальных моментов на каждый пояс

№ пояса	r_i , м	r_{i+1} , м	φ , рад	Q , кН	l , м	M , кН·м
1	0,000	2,693	0,028	4,54	0,428	1,94
2	2,693	5,379	0,083	7,69	0,421	3,22
3	5,379	8,047	0,139	9,61	0,506	4,81
4	8,047	10,691	0,194	11,00	0,589	6,36
5	10,691	13,302	0,250	12,02	0,670	7,80
6	13,302	15,872	0,305	12,72	0,750	9,10
7	15,872	18,393	0,361	13,13	0,833	10,23
8	18,393	20,857	0,416	13,28	0,916	11,12
9	20,857	23,257	0,472	13,19	1,005	11,81
10	23,257	25,586	0,527	12,87	1,104	12,28
11	25,586	27,836	0,582	12,34	1,215	12,53
12	27,836	30,000	0,638	11,62	1,341	12,52

После нахождения значений моментов рассмотрим распределение величин моментов по поясам крыши (рисунок 5.23).

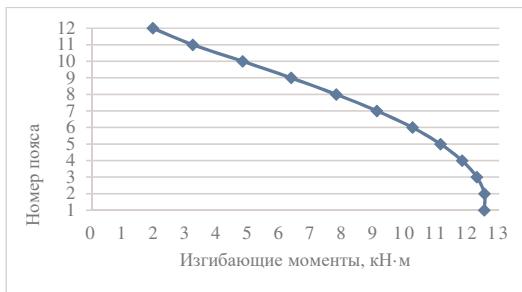


Рисунок 5.23 – Распределение значений максимальных моментов по поясам

Расчет настила купольной крыши. По методике расчета панелей алюминиевой купольной крыши, предложенной фирмой Conservatec, рассмотрим полосу шириной 2,54 см и длиной 60,96 см. Допускаем, что все нагрузки полоса выдерживает с наименьшим прогибом.

Максимальная равнораспределенная нагрузка, действующая на панель, равна 5469 Н/м².

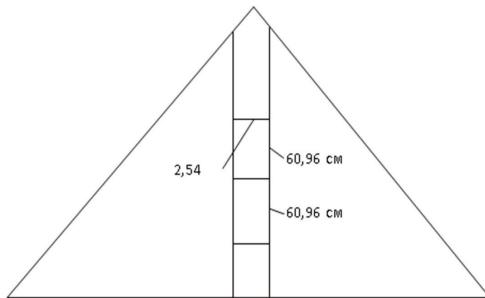


Рисунок 5.24 – Панель настила

Панель является очень тонкой, и ее жесткость при изгибе незначительна. Она несет нагрузку при помощи цепного напряжения, аналогично длинной нити. Так как напряжение в нити не зависит от ее длины, допущения максимальной длины панелей не являются необходимыми. Продольную силу (рисунок 5.25) в

плоскости вычислим, используя нижеприведенную методику Уоррена С. Юнга «Формулы Роарка для напряжения и нагрузки».

Нагрузка на панель настила

$$W = q \cdot S_u, \quad (5.34)$$

где q – равнораспределенная нагрузка, воспринимаемая панелью, кг/м²;

S – площадь элементарной поверхности, воспринимающая нагрузку, м².

$$W = 5469,2 \cdot 5460,96 \cdot 10^{-4} = 84 \text{ Н.}$$

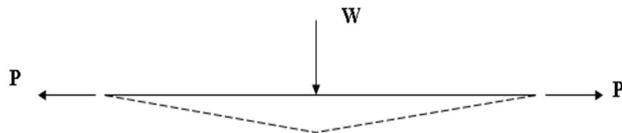


Рисунок 5.25 – Расчетная схема настила

Угол θ :

$$\theta = \left(\frac{W}{E \cdot A} \right)^{1/3}, \quad (5.35)$$

где E – модуль упругости алюминиевого сплава, Па;

A – площадь поперечного сечения, м².

$$\theta = \left(\frac{84}{70 \cdot 10^9 \cdot 0,3048 \cdot 10^{-4}} \right) = 0,034 \text{ рад.}$$

Растягивающая сила

$$P = \frac{W}{2 \cdot \tan \theta}, \quad (5.36)$$

$$P = \frac{84}{2 \cdot \tan 0,034} = 1234,8 \text{ Н.}$$

Напряжение при растяжении

$$\sigma = \frac{P}{A}, \quad (5.37)$$

$$\sigma = \frac{1234,8}{0,3048 \cdot 10^{-4}} = 40,5 \text{ МПа.}$$

Расчетное сопротивление материала настила – 78 МПа.

$$40,5 \text{ МПа} \leq 78 \text{ МПа.}$$

Расчетное напряжение в настиле купольной крыши меньше допустимого напряжения. Условие выполняется.

5.1.5 Устойчивость сетчатой купольной крыши резервуара

Устойчивость стальных куполов рассмотрена в работе [90]. В работе В. В. Горева [41] проверка устойчивости сферической оболочки проверяется по критическим напряжениям по формуле

$$\sigma_{cr,ob} = \frac{E_{ob} t_{ob}}{R\sqrt{3(1-\mu_{ob}^2)}} \geq \sigma_{max}, \quad (5.38)$$

где t_{ob} – толщина оболочки, м;

E_{ob} – модуль упругости материала оболочки, Па;

μ_{ob} – коэффициент Пуассона материала оболочки;

σ_{max} – суммарные сжимающие напряжения для всех видов загружения.

Для сетчатого купола рекомендуются следующие формулы перехода к сплошному аналогу по формулам

$$E_{ob} = EA / 3rl; \quad t_{ob} = 2r\sqrt{3}; \quad \mu_{ob} = 1/3, \quad (5.39)$$

$$E_{ob} = \frac{70 \cdot 10^9 \cdot 39,8 \cdot 10^{-4}}{38 \cdot 10^{-2} \cdot 2,693} = 4,3 \cdot 10^9 \text{ Па,}$$

$$t_{ob} = 2 \cdot 8 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{3} = 0,28 \text{ м.}$$

Условие (3.34):

$$\sigma_{cr,ob} = \frac{E_{ob} t_{ob}}{R\sqrt{3(1-\mu_{ob}^2)}} = \frac{4,3 \cdot 10^9 \cdot 0,28}{48,56 \sqrt{3(1-(1/3)^2)}} = 81,5 \text{ МПа,}$$

$$81,5 \geq 76,9 \text{ МПа.}$$

Делаем вывод об обеспечении устойчивости купольной крыши резервуара по критическим напряжениям.

Потерю общей устойчивости сетчатой оболочки можно рассматривать как решение для эквивалентной сплошной оболочки. Критическое равномерное радиальное давление на сферическую оболочку с радиусом $R=48,56$ м может быть выражено в виде

$$q_{kp} = k \frac{E_{ob} t_{ob}^2}{R^2}, \quad (5.40)$$

где k – постоянная величина, для сферического купола целесообразно принять значение $k = 0,4$.

$$q_{kp} = k \frac{E t^2}{R^2} = 0,4 \frac{4,310^9 \cdot 0,29^2}{48,56^2} = 6134 \text{ Н/м}^2.$$

Максимальная внешняя нагрузка на купольную крышу резервуара от собственного веса и сугревых нагрузок будет при $\alpha = 30^\circ$ и будет равняться $q_{max} = 5469 \text{ Н/м}^2$, что меньше критического значения распределенного давления $q_{kp} = 6134 \text{ Н/м}^2$. Устойчивость купольной крыши обеспечена.

5.1.6 Алгоритм моделирования купольной крыши резервуара в SCAD

Численное моделирование сетчатой купольной крыши резервуара будем производить в вычислительном комплексе SCAD по методике для статического расчета конструкций. После запуска вычислительного комплекса активировать **Создать новый проект**, при этом на экране появится диалоговое окно **Новый проект**. В нем нужно заполнить **Наименование** проекта, **Организация** и **Объект**. Активировать и назначить единицы измерения, с указанием количества знаков после запятой. Назначить нормы проектирования. Выбранное подтвердить кнопкой **OK**. На экран выведется дерево проекта. Активировать **Расчетная схема**, управление перейдет к графическому процессору, который выполняет синтез расчетной схемы.

Инструментальная панель препроцессора включает в себя несколько вкладок: **Управление**, **Схема**, **Назначения**, **Узлы и элементы**, **Загрузки**,

Группы. Управлять отображением на экране компьютера можно с помощью кнопок **Фильтры отображения** и **Визуализация**.

Построим сегмент, 1/6 часть купольной крыши резервуара.

Задание узлов. После активации **Расчетная схема** перейти во вкладку **Узлы и элементы** и раскрыть содержание вкладки **Узлы**. На инструментальной панели выбрать **Ввод узлов**. В открывшемся окне ввести координаты узла (X_i , Y_i , Z_i) и нажать **Добавить**. Поочередно ввести узлы с координатами, начиная с узла 0 (0; 0; 0). После ввода узлов нажать **Закрыть**. Для того чтобы на экране отображались номера узлов, необходимо активировать **Номера узлов** на панели фильтров отображения. Для отображения общей системы координат активировать фильтр **Отображение общей системы координат**. Начало координат будет в точке 0 (0; 0; 0).

Задание стержней. Для построения стержней раскрыть содержимое вкладки **Элементы** и нажать **Добавление стержней**. Откроется окно **Ввод стержневых элементов**, в котором можно сразу задать характеристики вводимых стержней. Однако рекомендуется всю информацию оставить по умолчанию и нажать **OK**.

Для ввода стержней необходимо нажать левой кнопкой мыши на первый узел стержня, протянуть «нить» до второго узла и нажать левую кнопку мыши. Таким образом соединить рядом лежащие узлы в треугольники (см. рисунок 5.1). Когда все стержни введены, нажать кнопку **OK** или **Enter**. Для отмены нажать кнопку **Отказ** или **ESC**. После добавления стержней их номера можно вывести на экран, нажав кнопку **Номера элементов** на панели фильтров.

Для изменения положения схемы на экране можно воспользоваться фильтрами визуализации, нажав левую кнопку мыши в рабочей области фильтра визуализации. Для возврата в исходное положение необходимо на панели фильтров визуализации активировать **Исходное отображение схемы**.

Назначение жесткости стержням. Для этого необходимо перейти во вкладку **Назначения**. Активировать **Назначение жесткости стержням**, затем **Параметрические сечения** и перейти в одноименную вкладку. В строке

Материал из списка выбрать **Алюминиевый сплав**. В разделе **Сечение** выбрать **Двутавровое**. В случае, если при расчете на прочность либо жесткость выбранное сечение не обеспечит нормативных требований, можно заменить сечение на **Прямоугольное**. В разделе **Характеристика сечения** назначить размеры. Нажать **OK**. На схеме выделить элемент, затем **Подтверждение** или кнопку **Enter**. Аналогично задать жесткости остальным элементам. Для отображения модели с заданными жесткостями необходимо нажать правой кнопкой мыши на фильтре **Удаление линий невидимого контура**. В открывшемся окне активировать **Показывать профиль стержней** и нажать **Активация фильтра**. Нажать **OK**. Работать с моделью можно как в режиме «проволочного» отображения элементов, так и в режиме с отображением жесткостей.

Создание блоков жесткости. В качестве блока жесткости следует понимать связи с однотипными сечениями элементов. Например, в купольной крыше резервуара связи выполнены из двутавровых алюминиевых балок сечением (рисунок 5.7б – жесткости типа – 1), стягивающее кольцо и опорные связи купола выполнены из алюминиевых балок прямоугольного сечения (рисунок 5.7а – жесткости типа – 2), опорное кольцо купола выполнено из стального листа – жесткость тапа – 3). Для ввода жесткости стержням в схеме удобнее на панели фильтров визуализации активировать **Проекция на плоскость X0Y**. Во вкладке **Элементы** выбрать **Добавление стержней**, назначить жесткость, установить шарниры на опорных связях между купольной крышей и опорным кольцом (освободив угловые связи **UY** и **UZ**) и добавить блоки жесткости.

Установка связей в узлах. Для моделирования закрепления верхнего пояса стенки модели с остальными поясами стенки резервуара во вкладке **Назначения** выбрать **Установка связей в узлах**. В открывшемся окне в режиме **Полная замена** активировать **X**, **Y**, **Z**. Нажать **OK**, затем выделить на схеме узлы на нижней кромке верхнего пояса и нажать **OK**. Для отображения наложенных на схему связей активировать фильтр **Связи**.

Копирование сегмента. Во вкладке **Схема** выбрать **Копирование схемы**. В открывшемся окне установить **Циклическая симметрия вокруг оси Z, угол – 60, количество – 6**. Активировать **Удалить совпадающие узлы, Удалить совпадающие элементы**. Нажать **OK**. На вопрос **Сохранить результаты копирования?** Ответить **Да**.

Задание загружений.

1. Во вкладке **Загружения** активировать **Узловые нагрузки**.

В открывшемся окне в поле **Z** ввести значение нагрузки на данный узел. На экране в правом верхнем углу окна красной стрелкой указано положительное направление силы относительно оси **Z** общей системы координат. Если сила приложена в противоположном направлении, ее необходимо ввести со знаком «-». Нажать **OK**. Затем на схеме выделять последующие узлы, вводить значение нагрузки и нажимать **OK**. Для отображения на схеме приложенных нагрузок активировать фильтры **Узловые нагрузки и Значение нагрузок**. После ввода нагрузок необходимо сохранить загружение в проекте. Нажать **Сохранить / Добавить загружение**. В открывшемся окне ввести имя загружения, например, **Снеговая нагрузка**, нажать **Записать как новое**. Нажать **OK**. В данном окне также нужно указать **Тип загружения, Вид нагрузки и Коэффициент надежности по нагрузке**. Нажать **OK**.

2. Загружение собственным весом выполнить нажатием кнопки **Собственный вес**, расположенной во вкладке **Загружения**. Программа запросит коэффициент включения собственного веса, следует установить значение **2** и нажать **OK**. Коэффициент включения собственного веса принят равным 2, в связи с тем что в расчетной схеме не учтены массы настила, колпаков, закрывающих узлы, и крепежных элементов. Записать созданное загружение под названием **Собственный вес**. Тип загружения **Постоянные нагрузки**. Ввести **Вид загружения и коэффициент надежности по нагрузке**. Нажать кнопку **Записать как новое**, отметить опцию **Сохранить и перейти к созданию нового загружения**, затем нажать **OK**.

3. Задание температурных воздействий. Перейти во вкладку **Загрузения** и выбрать **Задание температурных нагрузок**. В появившемся списке выбрать **Температурные нагрузки на стержни**. В открывшемся окне выбрать Действие температуры вдоль оси X_1 ; **Изменение температуры по отношению к температуре замыкания**, ввести градусы. Нажать **ОК**. Выделить на схеме меридиональные стержни и **Подтвердить** приложение температурного воздействия. Визуальный контроль осуществляется комбинацией фильтров **Температурные нагрузки** и **Значения нагрузок**. Записать загружение в проект. Для этого нажать кнопку **Сохранить / Добавить загружение**. В диалоговом окне **Сохранить загружение** ввести имя загружения **Температурные нагрузки**, нажать кнопку **Записать как новое**, затем **ОК**.

Задание комбинаций загружения. Во вкладке **Управление** нажать кнопку **Войти в экран управления проектом**. В разделе **Исходные данные** дерева проекта активировать пункт **Комбинации загружений**. В открывшемся окне нажать **Новая комбинация**, в столбце **Коэффициент** на против каждого загружения поставить **1**. Далее нажать **Запись комбинации**. Затем нажать **ОК**.

Статический расчет. После создания расчетной модели следует выполнить статический расчет. Для этого войти в дерево проекта, перейдя во вкладку **Управление** и нажав кнопку **Войти в экран управление проектом**. В дереве проекта в разделе **Расчет** активировать пункт **Линейный**. В диалоговом окне после ознакомления с содержанием окна **Параметры расчета** нажать кнопку **ОК**. На экране появится окно сообщения с вопросом **Проект был модифицирован. Сохранить изменения?** Нажать кнопку **Да**. Это будет командой для начала расчета купольной крыши резервуара. После окончания расчета посмотреть информацию, размещенную в окне **Протокол выполнения расчета**. Если расчет выполнен, появится запись **Задание выполнено**. Если появится запись об ошибке, например, не задан удельный вес стержней, следует ее устранить. В любом случае нужно нажатием кнопки **Закрыть окно расчета** перейти в дерево проекта для анализа результатов расчета.

Анализ результатов расчета. В дереве проекта в разделе **Результаты** активировать **Графический анализ**. Просмотр деформационной схемы купольной крыши резервуара производится при помощи команды **Совместное отображение исходной и деформированной схемы** на панели **Деформации**. Численное отображение деформаций возможно для каждого направления (X, Y, Z, Суммарные) при помощи команды **Вывод значений перемещений в узлах**. Усилия в стержнях выводятся с помощью команды вкладки **Эпюры усилий**. Следует выбрать из списка усилие N, загружение (например – **Перепад температур**) и нажать **Эпюры усилий**. Числовые значения отображаются при помощи фильтра **Оцифровка изополей/изолиний**. Аналогично можно отобразить эпюры других внутренних силовых факторов.

Выход из вычислительного комплекса. Для выхода из вычислительного комплекса нажать **Выход**.

5.1.7 Численное моделирование купольной крыши РВСПА-75000

В настоящее время в России для хранения нефти нашли применение вертикальные стальные резервуары диаметром до 60,7 м с сетчатыми купольными крышами и pontonami из алюминиевых сплавов. Первые отечественные резервуары диаметром 40 м с сетчатыми купольными крышами и pontonami из алюминиевых сплавов были построены ЗАО «Нефтемонтаждиагностика» в 2001 году на ЛПДС «Старолекеево» АК «Транснефть» по проекту ЦНИИПСК. Известно, что с увеличением единичной вместимости резервуара уменьшается металлоемкость резервуара в расчете на один м³ хранимого продукта. В Белоруссии на магистральном нефтепроводе «Дружба» в начале 2000-х годов были построены вертикальные резервуары с плавающими крышами вместимостью 75 000 м³.

Ранее институтом «Гипротрубопровод» АК «Транснефть» было произведено сравнение стоимости купольной крыши и pontona из алюминиевых сплавов со стальной плавающей крышей для разрезуара РВСПК-50000.

Установлено, что стальная плавающая крыша с учетом анткоррозионного покрытия дороже купольной крыши и понтона из алюминиевых сплавов. Отечественный опыт (более 20 лет) проектирования и строительства вертикальных стальных резервуаров с алюминиевыми купольными крышами и понтонами показал их высокую эксплуатационную надежность.

Методика геометрического построения сетчатых алюминиевых купольных крыш опубликована в работе [84]. Методика численного моделирования алюминиевой сетчатой купольной крыши для вертикального стального резервуара емкостью 75 000 м³, представлена в работе [203].

Целью данной работы является численное исследование конструкции сетчатой алюминиевой купольной крыши и ее несущей способности для вертикального стального резервуара вместимостью 75 000 м³ диаметром 72 м в соответствии с нормами России.

Схема объекта и исходные данные. Схема алюминиевой купольной крыши резервуара (рисунок 5.26) включает в себя верхний пояс стенки резервуара (1); стальное опорное кольцо (2), предназначенное для восприятия нагрузок от купольной крыши; опорный узел (3), состоящий из кронштейна с осью. Нагрузка от купольной крыши в виде изгибающего момента в опорных узлах раскладывается на вертикальную и горизонтальную составляющие. Опорные стойки (4) выполнены из алюминиевого профиля коробчатого сечения и предназначены для передачи нагрузок от стягивающего кольца к опорным узлам. Стягивающее кольцо (5) выполнено из алюминиевого профиля коробчатого сечения и предназначено для частичного погашения усилий в стержнях каркаса купола. Несущий каркас (6) купольной крыши выполнен из алюминиевых балок двутаврового сечения. Несущие балки соединены между собой в узлы фасонными алюминиевыми накладками с болтами из нержавеющей стали. К несущим балкам при помощи накладок прикреплены панели настила крыши (7).

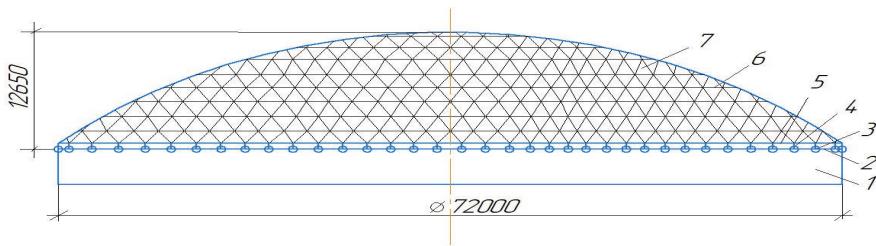


Рисунок 5.26 – Схема купольной крыши РВС-75000:

- 1 – участок стенки резервуара; 2 – опорное кольцо; 3 – опорный узел;
4 – опорные стойки; 5 – стягивающее кольцо; 6 – каркас стержневой;
7 – панели настила крыши

Исходные данные для сетчатой купольной крыши резервуара приняты в соответствии с техническим заданием и нормами России. Общие параметры приведены в таблице 5.6.

Таблица 5.6 – Параметры сетчатой крыши резервуара

Наименование	Единица измерения	Значение
Диаметр резервуара D	мм	72 000
Радиус крыши $R_K = 0,8D$	мм	57 600
Высота крыши, f	мм	12 650
Толщина листов настила	мм	1,2
Коэффициент надежности по назначению, γ_n	-	1,1
Коэффициент условий работы, γ_c	-	0,9
Нормативная снеговая нагрузка на поверхности земли	кПа	1,4241
Нормативное значение ветровой нагрузки, w_0	кПа	0,23
Сейсмичность площадки строительства	баллы	-
Диапазон температур окружающей среды	°C	От -20 до +20 °C

Геометрические характеристики сечений несущих балок. Несущий каркас крыши образован стержневыми элементами двух типов сечений (рисунок 5.27). Геометрические характеристики сечений представлены в таблице 5.7.

Балки с квадратным сечением применяли для изготовления стягивающего кольца и опорных стоек, все остальные связи изготовлены из балок двутаврового сечения. Несущие балки соединены в узлах накладками из сплава АД31Т1 и болтами М16 из нержавеющей стали марки 14Х17Н2. Карты обшивки в виде

треугольных элементов выполнены из сплава АМг3М толщиной 1,2 мм и закреплены к несущим балкам накладками и самонарезающими болтами М8 из сплава 14Х17Н2.

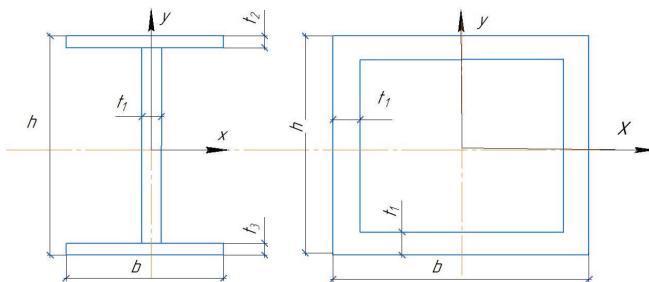


Рисунок 5.27 – Сечения несущих балок

Примем: для двутаврового сечения $t_1 = 0,006$ м; $t_2 = t_3 = 0,0065$ м; для квадратного сечения $t_1 = 0,012$ м.

Таблица 5.7 – Геометрические характеристики сечений несущих балок

Тип сечения	Высота сечения h , м	Ширина сечения b , м	Площадь сечения A , м^2	Момент инерции, м^4		Момент сопротивления, м^3	
				J_x	J_y	W_x	W_y
Двутавр	0,2	0,12	$2,682 \cdot 10^{-3}$	$1,788 \cdot 10^{-5}$	$1,875 \cdot 10^{-6}$	$1,788 \cdot 10^{-4}$	$3,126 \cdot 10^{-5}$
Короб	0,2	0,2	$9,024 \cdot 10^{-3}$	$5,337 \cdot 10^{-5}$	$5,337 \cdot 10^{-6}$	$5,337 \cdot 10^{-4}$	$5,337 \cdot 10^{-4}$

Материалы. В разработанной модели купольной крыши использовали материалы со следующими характеристиками (таблица 5.8).

Таблица 5.8 – Характеристика материалов

Наименование	Обозначение	Единица измерения	Значение		
			АД35	Амг3	09Г2С
Модуль упругости	E	МПа	70000	70000	206000
Коэффициент Пуансона	μ	-	0,3	0,3	0,3
Плотность	ρ	кг/м ³	2710	2710	7850
Условный предел текучести	σ_T	МПа	230	78	305
Временное сопротивление	σ_V	МПа	270	176	450

Нагрузки

Снеговые нагрузки. Распределенная снеговая нагрузка определяется по [14] и сводится к сосредоточенным нагрузкам на узлы купольной крыши. Для оценки величины сосредоточенной на узел нагрузки необходимо определить площадь грузовой площадки (рисунок 5.28). Заштрихованный участок – поверхность, на которую действует распределенная нагрузка, для которой ведется расчет сосредоточенной нагрузки P_i .

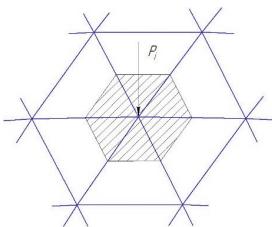


Рисунок 5.28 – Грузовая площадка узла

Грузовая площадка для нашего случая находится суммированием 1/3 площади каждого треугольного элемента, прилегающего к данному узлу. Примем треугольники равносторонними и равными между собой, тогда суммарная грузовая площадка, приходящаяся на узел, будет равна

$$S_i = 2 \cdot S_{\text{эл}}, \quad (5.41)$$

где $S_{\text{эл}}$ – площадь треугольного элемента конструкции, прилегающего к узлу, примем $S_{\text{эл}} = 3,4 \text{ м}^2$.

Сосредоточенную силу, действующую на узел, найдем по формуле

$$P_i = q_i \cdot S_i, \quad (5.42)$$

где q_i – распределенная нагрузка от воздействия снега, $\text{Н}/\text{м}^2$;

S_i – площадь, с которой передается распределенная нагрузка на i -й узел, $S_i = 6,4 \text{ м}^2$.

Расчетное значение снеговой нагрузки на горизонтальную проекцию покрытия определяют по формуле

$$q_i = c_e c_f \mu_i S_g \gamma_f = 0,9 * 1 * 1,4241 * 1,4 \mu_i = 0,9 \mu_i, \quad (5.43)$$

где c_e – коэффициент, учитывающий снос снега;

$$c_e = 0,85 + 0,00375(D - 60) = 0,9;$$

$$c_t - \text{температурный коэффициент}, c_t = 1;$$

$$S_g - \text{нормативное значение веса снега на земле}, S_g = 1,4241 \text{ кПа};$$

$$\gamma_f - \text{коэффициент надежности по нагрузке}, \gamma_f = 1,4.$$

При равномерно распределенной снеговой нагрузке $\mu_1 = 1$, $q_{\text{сн1}} = 1,7 \text{ кПа}$.

Неравномерно распределенная снеговая нагрузка. При $\alpha \leq 30^\circ$ ($z \leq r_1$), коэффициент перехода от веса снегового покрова к снеговой нагрузке на покрытие μ_i определяют по формуле

$$\mu_2 = C_{rl} (z / r_1)^2 \sin \beta, \quad (5.44)$$

$$\text{где } C_{rl} = 2,36 - \exp(0,8 - 14f/d) = 2,17;$$

при $\alpha > 30^\circ$ ($z > r_1$), $\mu_3 = 1,5 \sin \beta$, при $\alpha = 45^\circ$; $\mu_3 = 0$, при $\alpha > 60^\circ$. Промежуточные значения определяются линейной интерполяцией.

Для нахождения коэффициента по формуле (5.44) необходимо знать углы α и β согласно рисунку 5.29.

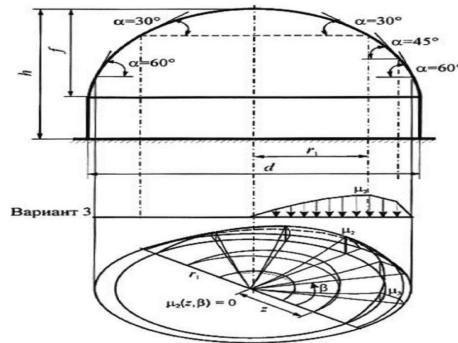


Рисунок 5.29 – Эпюра распределения снеговой нагрузки на купольную крышу

$$\alpha_i = \arcsin \frac{r_i}{R_K}, \text{ град}, \quad (5.45)$$

$$\text{где } r = \sqrt{x_i^2 + y_i^2},$$

$$\beta_i = \arctg \frac{x_i}{y_K}, \text{град.} \quad (5.46)$$

Из рисунка 5.29 видно, что снеговая нагрузка по варианту 2 [160] расположена на подветренной стороне крыши и симметрична по отношению к вектору направления ветра. Введем номера узлов на $\frac{1}{4}$ части купольной крыши (рисунок 5.30).

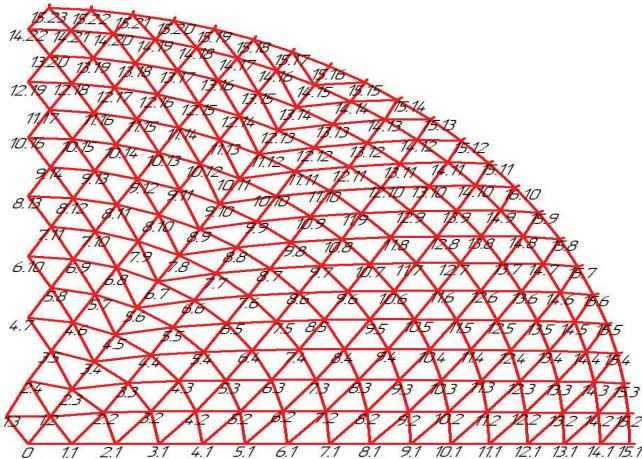


Рисунок 5.30 – Номера узлов КАР-75000

Координаты узлов и снеговую нагрузку представим в таблице 5.9.

Таблица 5.9 – Координаты узлов и снеговую нагрузку СН2 на $\frac{1}{4}$ часть КАР-75000

№ узла	Координаты узлов, м			$r, \text{м}$	$\alpha, {}^\circ$	$\beta, {}^\circ$	μ_2	q, kPa	$P, \text{тн}$
	x	y	z						
0	0	0	57,6	0	0	0	0	0	0
1.1	2,5919	0	57,5417	2,5919	2,58	0	0	0	0
1.2	1,2891	2,2401	-<-	-<-		30	0,01	0,017	0,01
1.3	1,2700	2,1935	-<-	-<-		120	0,01	0,017	0,01
2.1	5,1510	0	57,3668	5,1510	5,13	0	0	0	0
2.2	4,4065	2,5658	-<-	-<-		30	0,04	0,068	0,04
2.3	2,5919	4,5200	-<-	-<-		60	0,07	0,119	0,08
2.4	0	5,1618	-<-	-<-		90	0,08	0,136	0,09
3.1	7,7267	0	57,0758	7,7267	7,71	0	0	0	0
3.2	7,2966	2,6749	-<-	-<-		20	0,06	0,102	0,07
3.3	5,9129	4,9748	-<-	-<-		40	0,11	0,187	0,12
3.4	3,8747	6,7138	-<-	-<-		60	0,15	0,255	0,16
3.5	1,3130	7,6301	-<-	-<-		80	0,17	0,289	0,19

№ узла	Координаты узлов, м			r , м	$\alpha,^0$	$\beta,^0$	μ_2	q , кПа	P , тн
	x	y	z						
4.1	10,3071	0	55,6691	10,3071	10,31	0	0	0	0
4.2	9,9332	2,6749	-<-	-<-		15	0,08	0,136	0,09
4.3	8,9047	5,1431	-<-	-<-		30	0,15	0,255	0,16
4.4	7,2966	7,2935	-<-	-<-		45	0,21	0,357	0,23
4.5	5,1463	8,9390	-<-	-<-		60	0,26	0,442	0,28
4.6	2,6997	9,9674	-<-	-<-		75	0,29	0,493	0,32
4.7	0	10,3414	-<-	-<-		90	0,30	0,510	0,33
5.1	12,8502	0	56,1477	12,8502	12,89	0	0	0	0
5.2	12,5697	2,6749	-<-	-<-		12	0,10	0,170	0,11
5.3	11,7282	5,2553	-<-	-<-		24	0,19	0,323	0,21
5.4	10,4006	7,5553	-<-	-<-		36	0,28	0,476	0,31
5.5	8,5869	9,5561	-<-	-<-		48	0,35	0,595	0,38
5.6	6,4365	11,1268	-<-	-<-		60	0,41	0,697	0,45
5.7	3,9682	12,2487	-<-	-<-		72	0,45	0,765	0,49
5.8	1,3504	12,7910	-<-	-<-		84	0,47	0,799	0,51
6.1	15,3745	0	55,5126	15,3745	15,48	0	0	0	0
6.2	15,1314	2,6562	-<-	-<-		10	0,12	0,204	0,13
6.3	14,4209	5,2366	->-	-<-		20	0,23	0,391	0,25
6.4	13,2989	7,6862	-<-	-<-		30	0,34	0,578	0,37
6.5	11,7843	9,8739	-<-	-<-		40	0,44	0,748	0,48
6.6	9,8584	11,7625	-<-	-<-		50	0,52	0,884	0,57
6.7	7,6706	13,3145	-<-	-<-		60	0,59	1,003	0,64
6.8	5,2398	14,4551	->-	-<-		70	0,64	1,088	0,70
6.9	2,6593	15,1470	-<-	-<-		80	0,67	1,139	0,73
6.10	0	15,3527	-<-	-<-		90	0,68	1,156	0,74
7.1	17,8652	0	54,7651	17,8652	18,07	0	0	0	0
7.2	17,6408	2,6562	-<-	-<-		8,57	0,14	0,238	0,15
7.3	17,0350	5,2815	-<-	-<-		17,14	0,27	0,459	0,29
7.4	16,0477	7,7497	-<-	-<-		25,71	0,40	0,680	0,44
7.5	14,7462	10,0384	-<-	-<-		34,28	0,52	0,884	0,57
7.6	13,0633	12,1252	-<-	-<-		42,85	0,63	1,071	0,69
7.7	11,1112	13,9876	-<-	-<-		51,42	0,73	1,241	0,79
7.8	8,9347	15,4686	-<-	-<-		60	0,81	1,377	0,88
7.9	6,5113	16,6130	-<-	-<-		68,57	0,87	1,479	0,95
7.10	3,9757	17,3983	-<-	-<-		77,14	0,91	1,647	1,05
7.11	1,3055	17,7798	-<-	-<-		85,71	0,93	1,681	1,08
8.1	20,2886	0	53,0066	20,2886	20,62	0	0	0	0
8.2	20,1315	2,6562	-<-	-<-		7,5	0,16	0,272	0,17
8.3	19,5930	5,2366	-<-	-<-		15	0,31	0,527	0,34
8.4	18,7627	7,7497	-<-	-<-		22,5	0,46	0,782	0,50
8.5	17,5735	10,1282	-<-	-<-		30	0,61	1,037	0,66
8.6	16,0925	12,3721	-<-	-<-		37,5	0,74	1,258	0,81
8.7	14,3199	14,3691	-<-	-<-		45	0,86	1,462	0,94
8.8	12,3453	16,0969	-<-	-<-		52,5	0,96	1,632	1,05
8.9	10,1239	17,5778	-<-	-<-		60	1,05	1,785	1,14
8.10	7,7678	18,7671	-<-	-<-		67,5	1,12	1,904	1,22
8.11	5,2323	19,5974	-<-	-<-		75	1,17	1,989	1,27
8.12	2,6518	20,1134	-<-	-<-		82,5	1,20	2,040	1,31
8.13	0	20,3153	-<-	-<-		90	1,21	2,057	1,32
9.1	22,712	0	52,939	22,712	23,22	0	0	0	0
9.2	22,5549	2,6337	-<-	-<-		6,667	0,18	0,306	0,20
9.3	22,0388	5,2142	-<-	-<-		13,334	0,35	0,595	0,38

№ узла	Координаты узлов, м			r , м	α^0	β^0	μ_2	q , кПа	P , тн
	x	y	z						
9.4	21,2983	7,7497	-<<-	-<<-		20	0,52	0,884	0,57
9.5	20,2661	10,1955	-<<-	-<<-		26,667	0,69	1,173	0,75
9.6	18,9423	12,4618	-<<-	-<<-		33,334	0,84	1,428	0,91
9.7	17,3940	14,5710	-<<-	-<<-		40	0,98	1,666	1,07
9.8	15,5540	16,5456	-<<-	-<<-		46,667	1,11	1,887	1,21
9.9	13,5345	18,2061	-<<-	-<<-		53,334	1,23	2,091	1,34
9.10	11,3356	19,6646	-<<-	-<<-		60	1,33	2,261	1,45
9.11	8,9571	20,8539	-<<-	-<<-		66,667	1,41	2,397	1,53
9.12	6,5113	21,6841	-<<-	-<<-		73,334	1,47	2,499	1,60
9.13	3,9084	22,3797	-<<-	-<<-		80	1,51	2,567	1,64
9.14	1,2831	22,6490	-<<-	-<<-		86,667	1,53	2,601	1,67
10.1	25,0904	0	51,8642	25,0904	25,82	0	0	0	0
10.2	24,9334	2,6113	-<<-	-<<-		6	0,14	0,238	0,15
10.3	24,5295	5,2366	-<<-	-<<-		12	0,40	0,680	0,44
10.4	23,8339	7,7273	-<<-	-<<-		18	0,59	1,003	0,64
10.5	22,8690	10,1731	-<<-	-<<-		24	0,77	1,309	0,84
10.6	21,7022	12,5291	-<<-	-<<-		30	0,95	1,615	1,03
10.7	20,2886	14,7057	-<<-	-<<-		36	1,12	1,904	1,22
10.8	18,6057	16,7538	-<<-	-<<-		42	1,27	2,159	1,38
10.9	16,7632	18,6393	-<<-	-<<-		48	1,41	2,397	1,53
10.10	14,7219	20,2599	-<<-	-<<-		54	1,54	2,618	1,68
10.11	12,5248	21,7246	-<<-	-<<-		60	1,65	2,805	1,80
10.12	10,1874	22,8933	-<<-	-<<-		66	1,74	2,958	1,89
10.13	7,7099	23,8438	-<<-	-<<-		72	1,81	3,077	1,97
10.14	5,2011	24,5294	-<<-	-<<-		78	1,86	3,162	2,02
10.15	2,5989	24,9034	-<<-	-<<-		84	1,89	3,213	2,06
10.16	0	25,0748	-<<-	-<<-		90	1,90	3,230	2,07
11.1	27,3748	0	50,6843	27,3748	28,38	0	0	0	0
11.2	27,2346	2,6206	-<<-	-<<-		5,46	0,22	0,374	0,24
11.3	26,8606	5,1761	-<<-	-<<-		10,92	0,43	0,731	0,47
11.4	26,2529	7,7161	-<<-	-<<-		16,38	0,64	1,088	0,70
11.5	25,4114	10,1936	-<<-	-<<-		21,84	0,85	1,445	0,93
11.6	24,3051	12,5622	-<<-	-<<-		27,3	1,05	1,785	1,14
11.7	23,0118	14,7904	-<<-	-<<-		32,76	1,24	2,108	1,35
11.8	21,5003	16,9408	-<<-	-<<-		38,22	1,42	2,414	1,55
11.9	19,8018	18,9042	-<<-	-<<-		43,68	1,58	2,686	1,72
11.10	17,9007	20,7118	-<<-	-<<-		49,14	1,73	2,941	1,88
11.11	15,8283	22,3168	-<<-	-<<-		54,6	1,87	3,179	2,04
11.12	13,6779	23,7192	-<<-	-<<-		60	1,98	3,366	2,15
11.13	11,3717	24,8879	-<<-	-<<-		65,46	2,08	3,536	2,26
11.14	8,9409	25,8540	-<<-	-<<-		70,92	2,16	3,672	2,35
11.15	6,4321	26,6019	-<<-	-<<-		76,38	2,23	3,791	2,43
11.16	3,8922	27,0850	-<<-	-<<-		81,84	2,27	3,859	2,47
11.17	1,2900	27,3499	-<<-	-<<-		87,3	2,29	3,893	2,49
12.1	29,6031	0	49,4018	29,6031	30,93	0	0	0	0
12.2	29,5096	2,5739	-<<-	-<<-		5	0,10	0,170	0,11
12.3	29,1668	5,1606	-<<-	-<<-		10	0,22	0,374	0,24
12.4	28,5903	7,6538	-<<-	-<<-		15	0,32	0,544	0,35
12.5	27,8267	10,1313	-<<-	-<<-		20	0,43	0,731	0,47
12.6	26,8295	12,5310	-<<-	-<<-		25	0,53	0,901	0,58
12.7	25,6608	14,8372	-<<-	-<<-		30	0,65	1,105	0,71
12.8	24,2583	17,0032	-<<-	-<<-		35	0,75	1,275	0,82

№ узла	Координаты узлов, м			r , м	$\alpha,^0$	$\beta,^0$	μ_2	q , кПа	P , тн
	x	y	z						
12.9	22,8645	19,0444	-<-	-<-		40	0,86	1,462	0,94
12.10	20,9393	20,9299	-<-	-<-		45	0,97	1,649	1,06
12.11	19,0227	22,7063	-<-	-<-		50	1,08	1,836	1,18
12.12	16,9969	24,2645	-<-	-<-		55	1,19	2,023	1,30
12.13	14,7998	25,6514	-<-	-<-		60	1,29	2,193	1,40
12.14	12,5248	26,8356	-<-	-<-		65	1,40	2,380	1,52
12.15	10,1095	27,8329	-<-	-<-		70	1,51	2,567	1,64
12.16	7,6476	28,5965	-<-	-<-		75	1,62	2,754	1,76
12.17	5,1388	29,1731	-<-	-<-		80	1,72	2,924	1,87
12.18	2,5989	29,5003	-<-	-<-		85	1,83	3,111	1,99
12.19	0	29,6093	-<-	-<-		90	1,94	3,298	2,11
13.1	31,8158	0	48,0192	31,8158	33,69	0	0	0	0
13.2	31,6912	2,5583	-<-	-<-		4,62	0,11	0,187	0,12
13.3	31,3795	5,0982	-<-	-<-		9,23	0,23	0,391	0,25
13.4	30,8653	7,6070	-<-	-<-		13,85	0,34	0,578	0,37
13.5	30,1797	10,0690	-<-	-<-		18,47	0,46	0,782	0,50
13.6	29,2603	12,4687	-<-	-<-		23,09	0,57	0,969	0,62
13.7	28,1695	14,7749	-<-	-<-		27,71	0,69	1,173	0,75
13.8	26,8918	17,0031	-<-	-<-		32,33	0,80	1,360	0,87
13.9	25,4114	19,1068	-<-	-<-		36,95	0,91	1,547	0,99
13.10	23,7909	21,1013	-<-	-<-		41,57	1,03	1,751	1,12
13.11	22,0301	22,9400	-<-	-<-		46,19	1,14	1,938	1,24
13.12	20,1290	24,6385	-<-	-<-		50,80	1,26	2,142	1,37
13.13	18,0721	26,1812	-<-	-<-		55,40	1,37	2,329	1,49
13.14	15,9062	27,5524	-<-	-<-		60	1,48	2,516	1,61
13.15	13,6467	28,7367	-<-	-<-		64,62	1,60	2,720	1,74
13.16	11,2782	29,7496	-<-	-<-		69,24	1,71	2,907	1,86
13.17	8,8318	30,5598	-<-	-<-		73,86	1,83	3,111	1,99
13.18	6,3386	31,1520	-<-	-<-		78,48	1,94	3,298	2,11
13.19	3,8143	31,5883	-<-	-<-		83,1	2,06	3,502	2,24
13.20	1,2743	31,8064	-<-	-<-		87,7	2,17	3,689	2,36
14.1	33,9506	0	46,5394	33,9506	36,12	0	0	0	0
14.2	33,8415	2,5271	-<-	-<-		4,29	0,08	0,136	0,09
14.3	33,5610	5,0515	-<-	-<-		8,58	0,16	0,272	0,17
14.4	33,0780	7,5603	-<-	-<-		12,87	0,25	0,425	0,27
14.5	32,4391	10,0222	-<-	-<-		17,16	0,33	0,561	0,36
14.6	31,5821	12,4063	-<-	-<-		21,45	0,41	0,697	0,45
14.7	30,5692	14,7125	-<-	-<-		25,72	0,49	0,833	0,53
14.8	29,3850	16,9564	-<-	-<-		30	0,57	0,969	0,62
14.9	28,0449	19,1379	-<-	-<-		34,29	0,65	1,105	0,71
14.10	26,5490	21,1636	-<-	-<-		38,56	0,73	1,241	0,79
14.11	24,8661	23,0803	-<-	-<-		42,87	0,82	1,394	0,89
14.12	23,0897	24,8723	-<-	-<-		47,16	0,90	1,530	0,98
14.13	21,1419	26,5396	-<-	-<-		51,45	0,98	1,666	1,07
14.14	19,1317	28,0355	-<-	-<-		55,72	1,06	1,802	1,15
14.15	16,9346	29,4223	-<-	-<-		60	1,14	1,938	1,24
14.16	14,7219	30,5910	-<-	-<-		64,29	1,22	2,074	1,33
14.17	12,3846	31,6039	-<-	-<-		68,57	1,30	2,210	1,41
14.18	10,0000	32,4297	-<-	-<-		72,87	1,39	2,363	1,51
14.19	7,5385	33,0842	-<-	-<-		77,16	1,47	2,499	1,60
14.20	5,0297	33,5672	-<-	-<-		81,44	1,55	2,635	1,69
14.21	2,5209	33,8633	-<-	-<-		85,71	1,63	2,771	1,77

№ узла	Координаты узлов, м			r , м	α^0	β^0	μ_2	q , кПа	P , тн
	x	y	z						
14.22	0	33,9298	-<-	-<-		90	1,70	2,890	1,85
15.1	35,6902	0	45,25	35,6902	38,29	0	0	0	0
15.2	35,6123	2,4846	-<-	-<-		4	0,06	0,102	0,07
15.3	35,3785	4,9622	-<-	-<-		8	0,12	0,204	0,13
15.4	34,8955	7,4242	-<-	-<-		12	0,18	0,306	0,20
15.5	34,3190	9,8395	-<-	-<-		16	0,24	0,408	0,26
15.6	33,5399	12,2235	-<-	-<-		20	0,30	0,510	0,33
15.7	32,6049	14,5297	-<-	-<-		24	0,36	0,612	0,39
15.8	31,5142	16,7581	-<-	-<-		28	0,42	0,714	0,46
15.9	30,2520	18,9240	-<-	-<-		32	0,48	0,816	0,52
15.10	28,8807	20,9809	-<-	-<-		36	0,54	0,918	0,59
15.11	27,3537	22,9442	-<-	-<-		40	0,60	1,020	0,65
15.12	25,6707	24,8297	-<-	-<-		44	0,66	1,122	0,72
15.13	23,8631	26,5438	-<-	-<-		48	0,72	1,224	0,78
15.14	21,8998	28,1643	-<-	-<-		52	0,78	1,326	0,85
15.15	19,9520	29,5980	-<-	-<-		56	0,84	1,428	0,91
15.16	17,8639	30,9225	-<-	-<-		60	0,90	1,530	0,98
15.17	15,6669	32,0756	-<-	-<-		64	0,96	1,632	1,05
15.18	13,3762	33,1351	-<-	-<-		68	1,02	1,734	1,11
15.19	11,0223	33,9454	-<-	-<-		72	1,08	1,836	1,18
15.20	8,6392	34,6311	-<-	-<-		76	1,16	1,938	1,24
15.21	6,1927	35,1453	-<-	-<-		80	1,22	2,074	1,33
15.22	3,7463	35,5036	-<-	-<-		84	1,28	2,176	1,39
15.23	1,2375	35,6595	-<-	-<-		88	1,29	2,193	1,40

Ветровые нагрузки. В соответствии с требованиями [160] ветровую нагрузку на купольное покрытие рассматриваем как совокупность нормального давления w_e , приложенного к внешней поверхности купола, и нормального давления w_i , приложенного к внутренней поверхности купола.

Расчетное значение ветровой нагрузки определяем как сумму средней w_m и пульсирующей w_p составляющих по формуле

$$w = w_m + w_p = w_0 * k(z_{cp}) * c * [1 + \zeta * v * \zeta(z_{cp})] * \gamma_f, \quad (5.47)$$

где w_0 – нормативное значение ветрового давления;

$k(z_{cp})$ и $\zeta(z_{cp})$ – коэффициенты, учитывающие, соответственно, изменение ветрового давления и пульсационной составляющей ветровой нагрузки по высоте z_{cp} ;

c – аэродинамический коэффициент давления;

$\zeta = 1,5$ – коэффициент динамичности;

$v = 0,7$ – коэффициент корреляции пульсаций давления;

$\zeta(z_{cp}) = 0,68$ – коэффициент пульсации давления ветра;

z_{cp} – средняя высота купола над поверхностью земли;

γ_f – коэффициент надежности по нагрузке.

Нормативное значение ветрового давления принимаем $w_0 = 0,23 \text{ кПа}$. Средняя высота купола с учетом высоты резервуара $z_{\text{cp}} = 20 + 10,67/2 = 25,34 \text{ м}$. Коэффициент $k(z_{\text{cp}})$ принимаем для местности типа В равным 0,9.

Аэродинамический коэффициент определяли по формуле $c = c_e + c_i$, где c_e , c_i – аэродинамические коэффициенты внешнего и внутреннего давления соответственно. Аэродинамические коэффициенты определяли по приложению В.1.4 [160]. Примем с наветренной стороны $c_e = -0,9$; с подветренной стороны $c_e = -0,4$; в центральной части купола $c_e = -0,7$. Аэродинамический коэффициент c_i определяли по таблице В.6, приняли $c_i = -0,55$.

Температурное воздействие. Полагая, что среднедневная температура на период монтажа купольной крыши составляет $+20^{\circ}\text{C}$, принимаем для дальнейших расчетов следующие температурные перепады:

- a) в холодное время года $\Delta t_1 = (-20) - (+20) = -40^{\circ}\text{C}$;
- б) в теплое время года $\Delta t_2 = (+20) - (-20) = +40^{\circ}\text{C}$.

Расчетные сочетания нагрузок. При расчете использованы следующие виды нагрузок:

- 1) собственный вес конструкций;
- 2) равномерная снеговая нагрузка ($C1$) с коэффициентом μ_1 ;
- 3) неравномерная снеговая нагрузка ($C2$) с коэффициентом μ_2 ;
- 4) ветровая нагрузка (B);
- 5) температурное воздействие (T).

Возможные сочетания нагрузок с учетом коэффициентов сочетания приведены в таблице 5.10.

В расчетах применены следующие коэффициенты надежности:

- для собственного веса конструкций – 1,05;
- для снеговой нагрузки – 1,4;
- для ветровой нагрузки – 1,4.

Таблица 5.10 – Сочетания нагрузок

Номер комбинации	Вид сочетания нагрузок
1	$CB + C1$
2	$CB + C2$
3	$CB + B$
4	$CB + 0,9B + 0,9C2$
5	$CB + 0,9B + 0,9T$
6	$CB + 0,9C2 + 0,9T$

Расчет купольной крыши на прочность

Расчетная схема. Несущий каркас купольной крыши представляет собой пространственную систему, состоящую из набора стержней двутаврового и квадратного сечения. Стержни представлены в виде стержневых конечных элементов (КЭ). Соединение стержней между собой в узлах жесткое, соединение купольной крыши с опорной частью шарнирное. Моделирование панелей настила осуществлялось трехузловыми КЭ. Стенка резервуара представлена в виде четырехузловых конечных элементов. На нижней кромке расчетного участка стенки резервуара установлены связи, ограничивающие перемещения стенки по осям X, Y, Z.

Необходимость включения алюминиевых панелей в расчетную схему обусловлена характером приложения нагрузок на каркас купола. Поскольку плоскость действия вертикальных нагрузок не совпадает с плоскостями наибольшей и наименьшей жесткости балок, эти нагрузки приводят к появлению изгибо-крутильных деформаций стержней. Наличие алюминиевых панелей, расположенных с двух сторон от несущих балок, предотвращает потерю их устойчивости в процессе закручивания. С учетом вышесказанного, элементы, моделирующие панели, прикреплялись к стержням купола.

Поскольку перемещения купола под нагрузкой соизмеримы с размерами поперечных сечений несущих элементов каркаса, расчеты выполнены в линейной и геометрически нелинейной постановке. Расчетная схема сетчатой алюминиевой купольной крыши резервуара представлена на рисунке 5.31.

Расчет производили в вычислительном комплексе SCAD Offise (Сертификат соответствия № РОСС RU.CP15. H00146). Приложив нагрузки от

воздействия собственного веса и неравномерно распределенной снеговой нагрузки к узлам купольной крыши, получили перемещения узлов купола, усилия и напряжения в элементах купольной крыши.

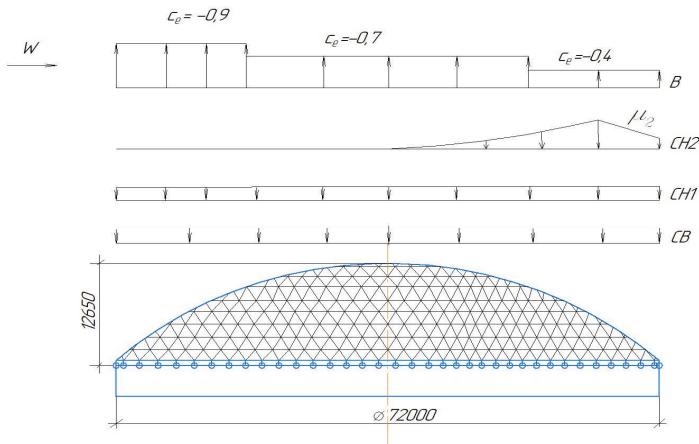


Рисунок 5.31 – Расчетная схема КАР-75000

Расчет купольной крыши на прочность. Расчет в линейной постановке задачи показал, что перемещения по оси Z от собственного веса купола равны – 1,4 мм. Максимальные перемещения по оси Z от собственного веса купола, снеговой нагрузки и температурного воздействия в узлах под снеговым заносом на одиннадцатом поясе купольной крыши, где перемещение $\Delta_{\max} = -64,8$ мм. При этом максимальные усилия в несущих балках пятнадцатого пояса составили в меридиональных балках $N = 3,9 T$, в кольцевых $N = 37,8 T$. Максимальные кольцевые напряжения находятся также в пятнадцатом поясе купола и равны $\sigma_{\max} = 70,9$ МПа.

Расчет купольной крыши резервуара произвели также в нелинейной постановке задачи при ста шагах возрастания снеговой нагрузки. При этом расчет показал, что максимальные перемещения крыши под нагрузкой от собственного веса крыши, неравномерно распределенной снеговой нагрузки и температурного воздействия в 11-м поясе купола $\Delta_{\max} = -70,3$ мм, а

максимальные напряжения сжатия в кольцевых балках 13-го пояса равны $\sigma_{\max} = -16,9$ МПа. При этом максимальные усилия в опорных балках $N_{\max} = -19,5$ Т, в стягивающем кольце образовались максимальные усилия растяжения, равные 34,3 тонны, и максимальные кольцевые напряжения $\sigma_{\max} = 84,5$ МПа. Таким образом, прочность несущих балок обеспечена с коэффициентом запаса прочности $K_{3П} = R / \sigma_{\max} = 188 / 84,5 = 2,2$; где $R = \sigma_T^* \gamma_c / \gamma_n = 188$ МПа.

В таблице 5.11 приведены значения усилий, перемещений и напряжений в стержнях в сечении с подветренной стороны купольной крыши резервуара при расчете в линейной и нелинейной постановке задачи.

Таблица 5.11 – Усилия, перемещения и напряжения в стержнях КАР-75000

№ пояса	Перемещения, Δ_{\max} , мм		Усилия кольцевые, N_K^{\max} , Т		Усилия меридиональные, N_M^{\max} , Т		Напряжения кольцевые, σ_k^{\max} , МПа		Напряжения меридиональны е, σ_m^{\max} МПа	
	Линей ные	Нелин ейные	Линей ные	Нелин ейные	Линей ные	Нелин ейные	Линей ные	Нелин ейные	Линей ные	Нелин ейные
1	-23,2	-22,4	10,9	11,0	8,0	8,1	41,8	42,3	34,4	34,5
2	-22,4	-22,5	10,3	8,5	9,1	9,2	41,7	33,0	25,6	37,7
3	-24,1	-24,0	9,7	9,6	8,9	7,7	37,7	39,3	32,4	32,6
4	-27,2	-27,4	8,7	8,8	6,7	6,5	34,0	34,3	27,3	26,7
5	-31,5	-32,4	7,4	7,6	8,5	7,2	28,4	28,8	29,6	30,1
6	-37,9	-39,0	5,6	5,8	7,2	7,5	22,0	22,5	26,7	30,9
7	-44,4	-45,9	3,7	3,9	6,4	6,6	14,7	15,0	25,5	25,5
8	-50,5	-52,1	1,9	2,0	6,6	6,5	8,6	9,3	25,4	29,0
9	-57,7	-59,7	-0,4	-0,6	5,8	6,3	-4,2	-6,0	22,0	28,4
10	-63,4	-67,3	-2,4	-3,0	4,9	5,3	-10,7	-13,8	26,4	26,2
11	-64,8	-70,3	-2,7	-3,5	4,1	4,5	-11,1	-15,7	28,8	25,3
12	-61,0	-69,1	-1,4	-2,9	4,0	3,9	-5,7	-14,4	28,7	25,3
13	-56,9	-68,9	-0,4	-3,4	3,3	2,7	-3,6	-16,9	22,6	25,6
14	-43,6	-53,1	3,8	1,6	2,6	3,7	18,9	12,2	37,0	49,5
15	-25,3	-29,7	37,8	34,3	3,9	2,1	70,9	84,5	39,8	54,1

Допустимые напряжения и перемещения. Допустимые перемещения определяли по [162] как отношение величины пролета к 300, $[\Delta] = 72000 / 300 = = 240$ мм, $70,3$ мм < 240 мм. Следовательно, максимальный прогиб сетчатой алюминиевой купольной крыши резервуара допустим.

Допустимые напряжения в несущих балках определяли по расчетному сопротивлению материала. Для изготовления несущих балок купола применили

алюминиевый сплав АД35 по ГОСТ 4784-2019, где временное сопротивление $\sigma_B \geq 27$ кгс/мм², предел текучести $\sigma_{0,2} \geq 23$ кгс/мм² с расчетным сопротивлением при растяжении, сжатии и изгибе не менее 188 МПа. Расчетное сопротивление стали марки 09Г2С при толщине более 10 мм приняли $R = 305$ МПа. Расчеты выполнены из условий

$$R_{\text{расч}} \leq \gamma_c \sigma_{0,2} / \gamma_n, \quad (5.48)$$

где $\gamma_c = 0,9$ – коэффициент условий работы;

$\gamma_n = 1,1$ – коэффициент надежности по назначению.

Отсюда 54,1 МПа < 188 МПа. Прочность купольной крыши обеспечена.

Проверка несущей способности купольной крыши по методике API 650.

Допустимая вертикальная нагрузка на купол определяется по пункту G.4.1.3 API 650

$$W_a = \frac{108,1 \cdot 10^6 \sqrt{J_x \cdot A}}{(SF) L R_K^2}, \quad (5.49)$$

где W_a – допустимая вертикальная нагрузка на купол, кПа;

$J_x = 1,788 \cdot 10^{-5}$ м⁴ – момент инерции сечения в плоскости наибольшей жесткости;

$A = 0,002682$ м² – площадь сечения;

$R_K = 57,6$ м – радиус кривизны крыши;

$L = 2,8$ м – средняя длина стержня каркаса купола;

$(SF) = 1,65$ – коэффициент надежности.

$$W_a = 108,1 \cdot 10^6 (1,788 \cdot 10^{-5} \cdot 0,002682)^{1/2} / (1,65 \cdot 2,8 \cdot 57,6^2) = 1,54 \text{ кПа.}$$

Нормативная снеговая нагрузка для данного района строительства равна 1,4241 < 1,54. Следовательно, несущая способность купола обеспечена.

Расчет опорных стоек. Опорные стойки изготовлены из профиля квадратного сечения алюминиевого сплава АД 35, длиной 0,51 м. Максимальная нагрузка на опорную стойку расположена с подветренной стороны купольной крыши и состоит из сжимающего усилия $N^{\max} = 12,96$ т и изгибающего момента $M_y^{\max} = -1,31$ т*м. При этом в верхней полке опорной стойки возникли растягивающие напряжения $\sigma_{\max}^{\text{верх}} = 39,5$ МПа, а в нижней полке – напряжения

сжатия $\sigma_{\max}^{\text{из}}$ = -10,8 МПа. Учитывая, что расчетное сопротивление сплава АД35 Р = 188 МПа, можно сделать вывод о том, что прочность опорных стоек обеспечена. Коэффициент запаса прочности $K_{ЗП}$ = 4,76.

Проверка несущей способности опорного кольца. Опорное кольцо изготовлено из пластин 420*25 мм, низколегированной стали 09Г2С и приварено к верхнему поясу толщиной 12 мм стенки резервуара. Поэтому несущую способность опорного кольца купольной крыши будем рассматривать совместно с верхним поясом стенки резервуара. Установлено, что в опорном кольце возникает максимальная сила растяжения, равная N_{\max} = 124,06 т и изгибающие моменты M_x = 0,54 т*м; M_y = 0,1 т*м; M_z = 3,98 т*м. Данная нагрузка вызвала нормальные напряжения в сечении кольца, равные σ_{\max} = 237,8 МПа и перемещения по глобальной оси X резервуара Δ_x = 3,2 мм. Перемещения и напряжения в стенке резервуара приведены в таблице 5.12.

Таблица 5.12 – Параметры напряженного состояния верхнего пояса стенки резервуара

Номер узла	Перемещения Δ_x , мм	Напряжения σ_y , МПа	Момент M_y^{\max} , тм/м
1	3,2	237,8	0,54
2	8,4	256,5	0,75
3	8,2	65,2	0,36
4	6,2	48,5	0,19
5	4,0	35,0	0,12
6	2,2	22,5	0,07
7	1,1	10,5	0,04
8	0,5	3,1	0,01
9	0,2	-2,7	-0,02
10	0,1	-2,5	-0,01
11	0	-1,8	-0,01

I – опорное кольцо; II – стенка резервуара

Из таблицы видно, что вызванные краевым эффектом максимальные перемещения $\Delta_x^{\max} = 8,4$ мм и кольцевые напряжения $\sigma_y^{\max} = 256,5$ МПа расположены в зоне контакта опорного кольца купола и верхнего пояса стенки резервуара. Поэтому в практике в зоне опорных узлов соединение опорного кольца и стенки резервуара укрепляют ребрами жесткости.

Полученные результаты показывают, что прочность опорного кольца обеспечена. Коэффициент запаса прочности $K_{3\pi} = 305 / 237,8 = 1,28$.

Расчет купольной крыши на устойчивость. Устойчивость купольной крыши резервуара определяют по двум параметрам. Рассчитывают местную и общую устойчивость купола. Местную устойчивость купола определяют по устойчивости наиболее нагруженной несущей балки в соответствии с [161]. С учетом того, что на меридиональные балки купола воздействуют сжимающие силы N , вызванные весом вышележащих поясов, и, кроме того, на балки воздействует суговая нагрузка, примем схему расчета на устойчивость сжато-изгибающегося элемента. Выберем кольцевую несущую балку в 11-м поясе купола, у которой узел получил максимальное перемещение $\Delta = 70,3$ мм.

Расчет купольной крыши на местную устойчивость. Расчет на устойчивость сжато-изгибающихся элементов постоянного сечения в плоскости действия момента, совпадающей с плоскостью симметрии, выполняют по формуле

$$N / (\varphi_e A R \gamma_c) \leq 1, \quad (5.50)$$

где φ_e – коэффициент устойчивости при сжатии с изгибом, определяется в зависимости от условной гибкости $\bar{\lambda}$ и приведенного относительного эксцентриситета m_{ef} .

$N = -36,4$ кН – сила сжатия;

$M = 0,3$ кН*м – изгибающий момент;

$A = 0,002682$ м² – площадь сечения несущей балки;

$L = 2,5894$ м – длина балки;

$R = 188$ МПа – расчетное сопротивление алюминиевого сплава;

γ_c – коэффициент условий работы, $\gamma_c = 0,9$.

Расчетные характеристики:

$$i = \sqrt{\frac{J}{A}} = 0,082 \text{ м} - \text{радиус инерции сечения в плоскости действия момента};$$

$$\lambda = L / i = 31,578 - \text{гибкость элемента};$$

$$\bar{\lambda} = \lambda \sqrt{\frac{R}{E}} = 1,637 - \text{условная гибкость};$$

$$e = M / N = 0,008 - \text{эксцентризитет приложения продольной силы};$$

$$m = e^* A / W = 0,1236 - \text{относительный эксцентризитет};$$

$$m_{\text{ef}} = \eta m - \text{приведенный относительный эксцентризитет};$$

где η – коэффициент влияния формы сечения, определим по таблице Е.3 [161] для случая $0,1 \leq m \leq 5, 0 \leq \bar{\lambda} \leq 5, A_f / A_w = 1,39$;

$$\eta = 1,58.$$

Тогда приведенный относительный эксцентризитет равен $m_{\text{ef}} = 0,1953$.

В зависимости от приведенного относительного эксцентризитета m_{ef} и условной гибкости $\bar{\lambda}$ по таблице Е. 1 определили значение коэффициента $\varphi_e = 0,832$.

Таким образом,

$$N / (\varphi_e A) = 16,3 \text{ МПа} < R^* \gamma_c = 169,2 \text{ МПа}.$$

Устойчивость рассматриваемого элемента каркаса обеспечена с коэффициентом запаса устойчивости $K_{\text{ЗМУ}} = 10,4$.

Расчет сетчатой купольной крыши резервуара на общую устойчивость.

Райт Д.Т. [136] определил, что прощелкивания жестких узлов в сетчатых оболочках не будет, если соблюдать условие

$$L^2 / (R_k * i) < 9, \quad (5.51)$$

где L – длина стержня, $L = 2,5894 \text{ м}$;

R_k – радиус кривизны оболочки, $R_k = 57,6 \text{ м}$;

i – радиус инерции поперечного сечения стержня, $i = 0,082 \text{ м}$.

$$2,5894^2 / (57,6 * 0,082) = 1,4 < 9.$$

Общая устойчивость купольной крыши обеспечена с коэффициентом запаса устойчивости $K_{30Y} = 6,4$.

Выводы

1. Расчеты показали, что несущая способность сетчатой алюминиевой купольной крыши для вертикального стального резервуара вместимостью 75 000 м³ для заданных нагрузок обеспечена. Коэффициенты запаса по прочности: несущих балок $K_{3P} = 2,2$; опорных стоек $K_{3P} = 4,76$; опорного кольца $K_{3P} = 1,28$; коэффициент запаса местной устойчивости $K_{3MУ} = 10,4$; коэффициент запаса общей устойчивости купола $K_{30Y} = 6,4$.

2. Несущая способность купольной крыши по API 650 обеспечена.

3. Максимальный прогиб купола при воздействии собственного веса, неравномерно распределенной снеговой нагрузки и температурного воздействия равен $\Delta_z^{\max} = -70,3$ мм, что является допустимой величиной при диаметре резервуара 72 м.

5.2 Экспериментальное исследование НДС купольной крыши

Для большей части территории России одной из наиболее значимых нагрузок на крышу резервуара является снеговая. Даже для первого, самого малоснежного района снеговая нагрузка (0,8 кПа) в три раза превышает собственный вес 1 м² купольной крыши из алюминиевых сплавов (не более 25 кг/м²).

Снеговую нагрузку на сетчатые купольные крыши резервуаров рассчитывают в России по [160]. Мировой опыт эксплуатации резервуаров с сетчатыми алюминиевыми купольными крышами показал, что такие крыши достаточно надежны, прочны и устойчивы как на берегах морей и океанов, при значительных ветровых нагрузках, так и в снежных районах Канады. По информации американской фирмы CST, которая поглотила фирмы Temscor и Conservatek, ими суммарно построено алюминиевых сетчатых крыш более 15 тысяч более чем в 50 странах мира. Однако первые алюминиевые купольные

крыши, построенные в 2003 году в Росси на резервуарах РВСП-50000 НПЗ в г. Кириши американской фирмой Conservatek, 5 февраля 2004 г. обрушились, не выдержав снеговой нагрузки в первый же год эксплуатации. Как установила специальная комиссия, причиной обрушения явился недостаточный учет реальной неравномерной снеговой нагрузки в процессе проектирования, которое проводилось в соответствии с американскими нормами без принятия во внимание отечественной нормативной базы. Аналогичные две купольные крыши фирмы Conservatek были построены и на НПЗ г. Кстово Нижегородской области, которые также обрушились под неравномерно распределенной снеговой нагрузкой.

Отечественный опыт. По заданию АК «Транснефть» коллективом ЗАО «Нефтемонтаждиагностика» (г. Уфа) были разработаны руководящий документ «Нормы проектирования купольных крыш и pontонов из алюминиевых сплавов для вертикальных стальных и железобетонных резервуаров, правила их эксплуатации», разработан проект, технология изготовления и монтажа, организовано производство сетчатых купольных крыш и pontонов из алюминиевых сплавов. Однако методику расчета купольных крыш для резервуаров следовало проверить натурным экспериментом.

5.2.1 Натурное испытание сетчатой купольной крыши

ЗАО «Нефтемонтаждиагностика» организовало и провело испытание купольной крыши из алюминиевых сплавов для нефтяных резервуаров с привлечением специалистов ЦНИИСК им. В. А. Кучеренко и ОАО «Гипротрубопровод». Целью данной работы было сопоставление результатов испытаний с расчетными данными, полученными по методике расчета.

Расчет купола производился по отечественным строительным нормам. Для несущих элементов конструкции использовали высокопрочный наиболее коррозионностойкий алюминиевый сплав марки АД31Т1, для обшивки – плакированные листы из алюминиевого сплава АМг3. Крепление несущих узлов

осуществлялось при помощи высокопрочных стальных болтов, имеющих цинковое покрытие, нанесенное термодиффузионным способом. Крепление ограждающих конструкций к несущим элементам производилось самонарезающими винтами из нержавеющей стали аустенитного класса.

Проектирование опытной купольной крыши осуществляли в соответствии с РД «Нормы проектирования купольных крыш и понтонов из алюминиевых сплавов для вертикальных стальных и железобетонных резервуаров, правила их эксплуатации» (РД-16.00-60.30.00-КТН-025-1-040). Этот РД основан на отечественных строительных нормах, он одновременно учитывает зарубежный опыт проектирования алюминиевых купольных крыш и понтонов для резервуаров.

Для расчета был принят наиболее неблагоприятный вариант несимметричного распределения снега, когда на одной половине купола сугревая нагрузка равна нулю, на другой коэффициент перехода определялся по формуле:

$$\mu_2 = (\alpha^2/700 + \sin 4,8\alpha) \sin \beta, \quad (5.52)$$

где α – угол уклона купольной крыши;

β – угол, отсчитываемый от неподвижного радиуса крыши в плане до радиуса, проходящего через проекцию рассматриваемой точки крыши.

Испытанию подвергалась купольная крыша, спроектированная и изготовленная для резервуара РВС ПА-5000 диаметром 22,8 м. Геометрическая схема испытанной крыши представлена на рисунке 5.32. Крыша была рассчитана на сугревую нагрузку 1,5 кН/м². Расчет крыши проводился с помощью сертифицированного проектно-вычислительного комплекса Strukture CAD.

Крыша опиралась на горизонтальное стальное опорное кольцо через опорные кронштейны, приваренные к нему. Опорное кольцо лежало на деревянных подставках без механического закрепления, обеспечивающих его свободные радиальные перемещения.

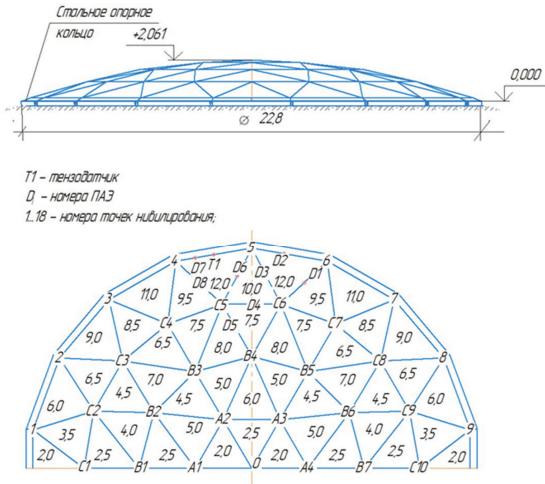


Рисунок 5.32 – Геометрическая схема с имитацией 100 % снежной нагрузки (кН) по картам купола и местами установки датчиков

В соответствии с принятой методикой и программой испытания крышу загружали в три этапа:

- первый этап – 50 % от расчетной нагрузки;
- второй этап – 100 % от расчетной нагрузки;
- третий этап – 120 % от расчетной нагрузки.

Снежная нагрузка моделировалась при помощи гравийно-песчаной смеси в мешках. Мешки со смесью взвешивались на технических весах с погрешностью 2,5 %. На рисунке 5.33 представлено распределение нагрузки по картам настила при 100%-й загрузке. Схема загрузки при других уровнях нагрузки была аналогичной. Перед первым загружением снимались высотные отметки узловых соединений, что соответствует перемещениям узлов под собственным весом крыши.

После каждого этапа загружения проводили:

- геодезическую съемку отметок узлов купола и опорного кольца в местах опирания на основание; съемка при 120%-й нагрузке проводилась дважды: после нагружения и через 12 часов под нагрузкой;

- регистрацию сигналов акустической эмиссии (АЭ) в местах установки преобразователей АЭ на несущих балках купола;
- измерение деформации балок в местах установки тензометрических датчиков.



Рисунок 5.33 – Купольная крыша, загруженная мешками с песком

На рисунке 5.32 показаны места установки тензодатчиков и преобразователей акустической эмиссии (ПАЭ). Снятие высотных отметок в процессе испытаний проводилось дальномером BOCH DLE 150, опорного кольца – нивелиром 3Н – 3 кл. Использовалась цифровая АЭ системы A – Line 32 D (DDM) с преобразователем GT 200 в количестве 8 штук, погрешность измерения $\pm 1\%$. Из-за больших акустических шумов в процессе загружения для оценки результатов АЭ контроля использовались данные, полученные при выдержке постоянной нагрузки в течение 30 минут на каждом этапе нагружения. Тензометрия выполнялась тензометрическим измерителем «Тензометр» с использованием тензорезисторов типа 10/120LY41, производитель – фирма Hotinger Baldwin Messtechnik, Германия.

5.2.2 Результаты испытаний

Высотные отметки узлов купола в процессе испытания и перемещения узлов в зависимости от нагрузки приведены в таблице 5.13.

Таблица 5.13 – Результаты измерения высотных отметок узлов купола

№ узла	Высотные отметки, мм				Перемещения узлов, мм		
	L до нагружения	$L_{50} = 50\%$ нагружения	$L_{100} = 100\%$ нагружения	$L_{120} = 120\%$ нагружения	$L - L_{50}$	$L - L_{100}$	$L - L_{120}$
0	2250	2242	2241	2239	-8	-9	-11
A1	2030	2023	2023	2019	-7	-7	-11
A2	2067	2054	2043	2037	-13	-24	-30
A3	2034	2021	2010	2004	-13	-24	-30
A4	2061	2055	2049	2049	-6	-12	-12
A5	2067	2064	2067	2066	-3	0	-1
A6	2040	2038	2043	2041	-2	3	1
B1	1638	1631	1631	1629	-7	-7	-9
B2	1634	1619	1610	1607	-15	-24	-27
B3	1684	1664	1648	1634	-20	-36	-50
B4	1667	1647	1629	1614	-20	-38	-53
B5	1648	1620	1602	1590	-28	-46	-58
B6	1681	1664	1653	1649	-17	-28	-32
B7	1693	1686	1686	1682	-7	-7	-11
B8	1675	1669	1680	1675	-6	5	0
B9	1676	1673	1678	1678	-3	2	2
B10	1689	1689	1692	1694	0	3	5
B11	1681	1678	1685	1688	-3	4	7
B12	1643	1642	1647	1646	-1	4	3
C1	1070	1061	1063	1058	-9	-7	-12
C2	1115	1102	1096	1088	-13	-19	-27
C3	1069	1052	1037	1024	-17	-32	-45
C4	1055	1032	1012	997	-23	-43	-58
C5	1122	1097	1071	1058	-25	-51	-64
C6	1066	1041	1019	1003	-25	-47	-63
C7	1107	1083	1058	1043	-24	-49	-64
C8	1100	1079	1064	1055	21	-36	-45
C9	1138	1129	1119	1108	-9	-19	-30
C10	1116	1111	1109	1113	-5	-7	-3
C11	1112	1114	1113	1116	2	1	4
C12	1090	1088	1093	1090	-2	3	0
C13	1116	1116	1123	1127	0	7	11
C14	1168	1166	1172	1172	-2	4	4
C15	1117	1116	1121	1122	-1	4	5
C16	1088	1089	1095	1097	1	7	9
C17	1115	1113	1121	1122	-2	6	7
C18	1114	1113	1118	1119	-1	4	5

Напряжения в материале несущих балок купола в результате нагружения на 120 % от уровня расчетной нагрузки составили: расчетные – 34,8 МПа; по тензометрии – 25,2 МПа. Превышение расчетных над экспериментальными на 27,6 %. На балках оказался рабочим только один датчик. По его показателям нельзя судить о напряжениях в конструкции в целом, однако его показания оказались близкими к расчетным.

Максимальные перемещения узлов купола: расчетные – 57,3 мм; измеренные – 64 мм. Превышение измеренных над расчетными составило 10,5 %.

Акустико-эмиссионный контроль показал пассивные (1-й класс) источники акустической эмиссии, критически активные и катастрофически активные источники АЭ (2, 3 и 4-го классов) не были обнаружены.

Купольная крыша из алюминиевых сплавов после нагружения 120%-й снеговой нагрузкой от расчетной была признана годной к эксплуатации. Крыша была смонтирована на промышленном резервуаре и в настоящее время находится в эксплуатации.

5.2.3 Обсуждение результатов натурного эксперимента

Результаты натурных испытаний [81] были сравнены с результатами, полученными расчетом в линейной и нелинейной постановке в вычислительном комплексе SCAD, а также в программных комплексах «ЛИРА 9.2» и «STARK ES», версия 3.0. Рассматривались две основные расчетные модели: с учетом стенки резервуара и без учета стенки. Каждый вариант был рассчитан в трех модификациях: с учетом настила, без учета настила и с частичным учетом жесткости настила (таблица 5.14).

Результаты расчетов для каждого из вариантов сравнивались с результатами проведенных экспериментальных исследований по двум параметрам: вертикальным перемещениям узлов и напряжением в кольцевой балке, на которой был установлен тензометрический датчик.

Таблица 5.14 – Результаты поверочного расчета купола

Вид модели	Перемещение U_z , мм; Усилие N , кН	Модель купола на опоре STARK 3.0		Модель купола со стенкой резервуара STARK 3.0		Модель купола со стенкой резервуара LIRA 9.0	
		Линейный расчет	Нелинейный расчет	Линейный расчет	Нелинейный расчет	Линейный расчет	Нелинейный расчет
Модель без учета настила	$U_z \text{ min}$	-38,0	-47,4	-43,6	-50,4	-43,4	-48,7
	N_{\max}	51,3	88,7	74,0	89,0	72,8	81,6
	N_{\min}	-115,8	-124,8	-112,8	-124,8	-113,0	-124,0
Модель с учетом настила	$U_z \text{ min}$	-26,1	-33,1	-32,1	-37,3	-27,5	-30,4
	N_{\max}	38,3	78,3	60,4	73,9	60,4	66,5
	N_{\min}	-86,3	-91,9	-85,6	-91,3	-57,0	-61,2
Модель с частичным учетом настила	$U_z \text{ min}$	-34,2	-43,0	-40,3	-46,7	-38,2	-42,4
	N_{\max}	34,3	76,8	57,5	71,0	57,0	63,5
	N_{\min}	-114,6	-127,0	-113,9	-126,0	-112,0	-122,0

Расчет купольной крыши с учетом настила дает наименьшее значение внутренних усилий и перемещений по сравнению с другими вариантами расчетов. В растянутых кольцевых балках, где ощущается подкрепляющее значение настила, получились напряжения от продольных сил, близкие к экспериментальным.

Расчет купольной крыши без учета жесткости настила выявил наибольшие значения внутренних усилий и перемещений, причем значения перемещения узлов ближе всего соответствуют экспериментальным значениям, тогда как напряжения в растянутой кольцевой балке нижнего пояса несколько выше экспериментальных. Это можно объяснить не учетом подкрепляющего влияния настила, работающего на растяжение совместно с балкой.

С целью уточнения влияния настила на работу конструкции был выполнен расчет третьей, промежуточной расчетной модели купольной крыши, в которой была сохранена жесткость настила в приопорной растянутой зоне, а также растянутых в кольцевом направлении элементов настила с противоположной стороны от области приложения расчетной снеговой нагрузки. При этом получились промежуточные значения вертикальных перемещений узлов, которые все же меньше полученных опытных значений.

Значения внутренних усилий в кольцевых балках оказались также достаточно близкими к экспериментальным, как и для варианта с полным учетом

жесткости настила, однако в стержнях, сжатых под действием расчетной нагрузки, они практически совпадают с вариантом без учета настила.

Исследована величина оценки устойчивости купольной крыши как первого рода (бифуркация форм равновесия), так и второго (прощелкивание к новому положению равновесия). Выявлено, что потеря устойчивости первого рода наступает при коэффициенте $k = 4,15$ к расчетной нагрузке, тогда как потеря устойчивости второго рода – при $k = 2,7$. Прочности сечений балочных элементов при 100%-й и 120%-й расчетной снеговой нагрузке обеспечены.

Потеря прочности сечений элементов наиболее напряженных балок наступает несколько ранее, чем потеря устойчивости конструкции в целом или отдельных ее элементов.

Прочность болтовых соединений при 100%-й и 120%-й расчетной снеговой нагрузки обеспечена. Прочность опорной оси и сварных швов также обеспечена. В целом конструкция купольной крыши из алюминиевых сплавов является равнопрочной.

Глава 6 Двусетчатая купольная крыша резервуара

С древних времен человечество строит купольные крыши, и всегда стоял вопрос безопасности сооружения и минимизации типоразмеров элементов купола. К настоящему времени существует множество методов построения геодезического купола. В работе [125] Г. Н. Павлов систематизировал методы расчленения сферической поверхности на треугольники и предложил метод «Р», который позволяет расчленить сферическую поверхность купола. Однако данный метод содержит начальный, системный и замыкающий внесистемный циклы определения координат узлов. Системный цикл расчленения поверхности купола позволяет получить однотипные меридиональные связи между узлами, а внесистемный цикл дает разнотипные элементы.

В данной главе предложен алгоритм системного построения сетчатой купольной крыши вертикального стального резервуара, где для определения координат узлов купола создали метод трех сфер «3С». Данный метод расчленения поверхности купола имеет только два цикла: системный и внесистемный. Преимущества данного метода заключаются в том, что расчет основной массы координат узлов купольной крыши имеет системный характер и метод позволяет расчленить сферическую поверхность на треугольники с меридиональными стержнями купола равного размера. Однако недостатком данного подхода к расчленению сферического купола на треугольники является наличие второго замыкающего цикла внесистемного расчленения сферы.

Кроме того, при значительных снеговых нагрузках (V снеговой район по [160] и более) и больших диаметрах вертикальных стальных резервуаров (более 60 м) односетчатые алюминиевые купольные крыши резервуаров имеют недостаточную устойчивость и прочность. Так, имели место случаи в России и за рубежом, под воздействием снеговой нагрузки односетчатые купольные крыши из алюминиевых сплавов теряли устойчивость и разрушались. В работах [70, 71, 151] и др. авторы исследовали ветровые и снеговые нагрузки и отмечают, что наибольший вклад в напряженно-деформированное состояние купольной крыши вносит снеговая нагрузка. В работах отмечено, что односетчатые

купольные крыши резервуаров имеют недостаточную жесткость, показаны фактические начальные несовершенства формы поверхности на пяти алюминиевых сетчатых купольных крышах резервуаров объемом 50 000 м³ в пределах от 1/500 до 1/1000 от радиуса купола. Рекомендуется при проектировании купольных крыш учитывать данные несовершенства формы.

Авторы работы [71] считают, что при всех положительных свойствах односетчатых алюминиевых купольных крыш резервуаров их стержневая и узловая устойчивость недостаточна и следует ужесточить нормы для проектирования. С целью создания надежной, более жесткой купольной крыши для резервуаров диаметром более 60 м и резервуаров для районов со значительными снеговыми нагрузками предлагается двусетчатая купольная крыша. В данной работе предложена методика построения двусетчатой купольной крыши вертикального цилиндрического резервуара, определения координат узлов и размеров связей между узлами. Построение двусетчатой купольной крыши рассмотрим на примере вертикального стального резервуара объемом 50 000 м³, диаметром $D_p = 60,7$ м.

6.1 Численное моделирование двусетчатой купольной крыши

6.1.1 Методика построения двусетчатой купольной крыши

Построение верхней сети купольной крыши резервуара. Построение сети рекомендуется выполнять на персональном компьютере в программном комплексе «Компас», SCAD либо аналогичном комплексе программ [84].

Введем точку O с координатами $O(x_0, y_0, z_0)$ и ортогональную систему координат, в которой ось z направим вертикально вверх. Справа от оси z построим угол купольной крыши $\varphi_K = \arcsin(R_p/R_K)$, где R_p – радиус резервуара. В нашем примере $R_p = 30,35$ м, $\varphi_K = 38,68^0$. Из начала координат (точки O), построим дугу радиусом R_K от $\varphi_i = 0$ до угла φ_K . Данная дуга является образующей купольной крыши резервуара. На радиусе $R_{CK} = 30$ м построим стягивающее кольцо, которое примет на себя нагрузки на купольную крышу,

угол $\varphi_{CK} = \arcsin(R_{CK} / R_K)$. В нашем случае $R_{CK} = 30$ м, $\varphi_{CK} = 38,16^0$. Так как купольная крыша будет сборной, то необходимо определиться с количеством ее поясов n и длиной связей L . В выборе максимальной длины связи определяющим является ее длина, прочность, устойчивость и масса. Примем максимальную длину связи L_{max} , равную четырем метрам исходя из ее массы. После расчета купола на прочность и жесткость уточним размеры связей. Исходя из данной предпосылки, разделим угол φ_{CK} на двенадцать равных частей, получим φ_i – угол между поясами. На образующей купола получим двенадцать отрезков (поясов) и тринадцать точек (узлов). Соединим хордами концы отрезков на дуге, получим попеченный контур купольной крыши с двенадцатью поясами. Из полученных точек опустим перпендикуляры на ось z , получим радиусы поясов $r_i = R_K \sin(\varphi_i)$.

На оси OZ найдем точку, удаленную от начала координат на расстояние $R_K * \cos(\varphi_{CK})$, и из нее построим окружность, параллельную плоскости OXY . Разделим данную окружность на шесть равных частей. Ось X системы координат направим так, чтобы ранее построенная образующая лежала в плоскости XOZ , тогда нижняя точка образующей будет принадлежать также окружности, назовем эту точку A , кроме того, все точки, лежащие на образующей купола, будут иметь $y = 0$. Верхняя точка образующей, назовем ее точкой B , будет иметь координаты $B(0;0;48,56)$. Построим плоскость через три точки B, O и точку соседнюю с точкой A на окружности, назовем ее точкой C . Таким образом, мы получили сферический треугольник Мебиуса ABC .

Определим координаты точек, лежащих на поверхности треугольника Мебиуса. Точка 1 соответствует точке B вершине треугольника и имеет координаты $1(0;0;48,56)$, точка 2 лежит на стороне AB треугольника и имеет координаты $2(x=r_2=R_K*\sin(\varphi_2); y_2=0; z_2=R_K*\cos(\varphi_2))$, точка 3 лежит на стороне AB и имеет координаты $3(x=R_K*\sin(\varphi_3); y=0; z_3=R_K*\cos(\varphi_3))$. Координаты следующих точек, лежащих на стороне AB треугольника, следует определять по приведенному алгоритму. Координаты точки 13 будут соответствовать координатам вершины A треугольника.

Точка 14 лежит на стороне BC треугольника. На оси OZ из точки O отложим отрезок, равный Z_2 . Из полученной точки построим окружность радиусом r_2 , параллельную плоскости XOY . Пересечение окружности со стороной BC треугольника даст точку $14(x_{14} = r_2 \cos(60^\circ); y_{14} = r_2 * \sin(60^\circ); z_{14} = z_2)$. Точка 15 лежит на стороне BC треугольника. Для определения координат точки 15 на оси OZ отложим отрезок z_3 . Из полученной точки построим окружность радиусом r_3 , параллельную плоскости XOY . Пересечение окружности со стороной BC треугольника даст точку $15(x_{15} = r_3 \cos(60^\circ); y_{15} = r_3 * \sin(60^\circ); z_{15} = z_3)$. Координаты следующих точек, лежащих на стороне BC треугольника, следует определять по приведенному алгоритму. Координаты точки 25 будут соответствовать координатам точки C треугольника.

Определим координаты точек, лежащих на окружности радиусом R_{CK} , между точками A и C . Разделим дугу AC на двенадцать отрезков. Полученные точки соединим хордами. Угол ABC разделим на 12, получим углы между искомыми точками 5° . Определим координаты полученных точек. Координата Z точек, лежащих на дуге AC , будет равна $Z = \cos(R_{CK}/R_K)$. Точка 26 будет иметь следующие координаты $26(x = R_{CK} * \cos(55^\circ); y = R_{CK} * \sin(55^\circ))$. Точка 27 имеет следующие координаты $(x = R_{CK} * \cos(50^\circ); y = R_{CK} * \sin(50^\circ))$. Следующие координаты точек, лежащих на дуге AC , следует определять по выше приведенному алгоритму.

Координаты следующих точек, лежащих внутри треугольника Мебиуса, можно определить по следующему алгоритму. Начиная от вершины купольной крыши (точки 1) каждый последующий пояс будет иметь $n+1$ точек в треугольнике Мебиуса. Так, на поясе 1 ему принадлежат точки 2 и 14, координаты данных точек уже известны. На поясе 2 радиусом r_3 , ему принадлежат точки 3 и 15, появляется еще одна точка, назовем ее 38 (рисунок 6.1). Координаты точки 38($x=r_3 * \cos(20^\circ); y=r_3 * \sin(20^\circ); z=z_3$).

Таким образом, можно определить координаты всех точек, лежащих на поверхности треугольника Мебиуса. Начиная с точки 1 соединим полученные точки в треугольники, точки 1-2-14, 2-3-38 и так далее. Получим на поверхности

треугольника Мебиуса сеть треугольников, у которых длины связей по поясам будут равны между собой. Затем полученную сеть треугольников перенесем на соседний участок купольной крыши и так далее. В результате получим сеть треугольников на всей купольной крыше. Известно, что такие сетчатые купольные крыши целесообразно строить на пролетах до 60 м. На пролетах большего размера жесткость сетчатой купольной крыши недостаточна.

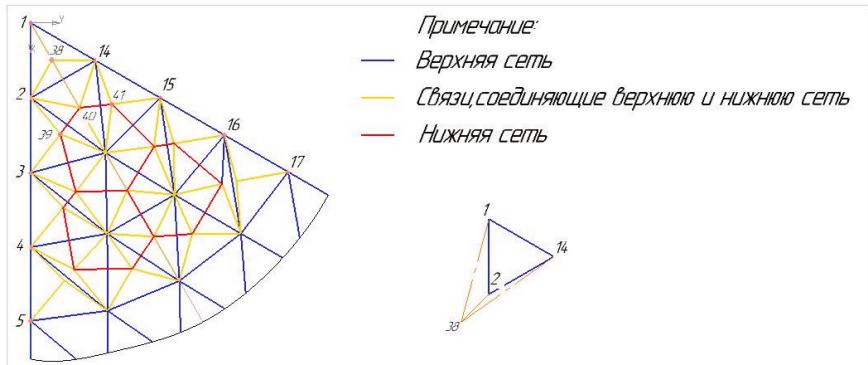


Рисунок 6.1 – Фрагмент двусетчатой купольной крыши резервуара

Построение нижней сети купольной крыши резервуара. С целью увеличения жесткости купольной крыши резервуара построим под первой сетью еще одну сеть, равноудаленную от нее на расстояние Δ и соединенную с узлами первой сети связями. Получим двусетчатую купольную крышу.

Назначаем расстояние между поясами купольной крыши

$$\Delta = D_p / 100 = 60,7 / 100 = 0,607 \text{ м.}$$

Для построения второй сети необходимо определить координаты ее узлов.

Рассмотрим один из треугольников первой сети с вершинами, заданными координатами, $A(x_a, y_a, z_a)$, $B(x_b, y_b, z_b)$, $C(x_c, y_c, z_c)$. Для примера рассмотрим треугольник у вершины купольной крыши с координатами: 1(0; 0; 48,56), 2(2,6934; 0; 48,4853), 14(1,3467; 2,3326; 48,4853).

Найдем центр масс треугольника и определим координаты этой точки M (x_m , y_m , z_m). Известно, что центр масс (центроид) треугольника лежит на пересечении медиан и находится на $1/3$ длины медианы. Отсюда координаты точки M можно записать как

$$x_m = (x_a + x_b + x_c) / 3, y_m = (y_a + y_b + y_c) / 3, z_m = (z_a + z_b + z_c) / 3. \quad (6.1)$$

Пример: $M(1,3467; 0,7775; 48,5102)$.

Определим нормальный вектор к плоскости треугольника ABC . Известно, что произведение двух векторов $\mathbf{a} * \mathbf{b}$ дает третий вектор \mathbf{c} , нормальный к ним. Представим любые две стороны треугольника в векторном виде. Например, AB – вектор \mathbf{a} , и BC – вектор \mathbf{b} .

$$\overline{AB} = \mathbf{a}(x_b - x_a; y_b - y_a; z_b - z_a) = \mathbf{a}(2,6934; 0; -0,0747),$$

$$\overline{BC} = \mathbf{b}(x_c - x_b; y_c - y_b; z_c - z_b) = \mathbf{b}(1,3467; 2,3326; -0,0747), \quad (6.2)$$

$$\mathbf{c} = \mathbf{a} * \mathbf{b} = \begin{bmatrix} i & j & k \\ a_x & a_y & a_z \\ b_x & b_y & b_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i & j & k \\ 2,6934 & 0 & -0,0747 \\ 1,3467 & 2,3326 & -0,0747 \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{c} (0,1743; -0,1006; 6,2858). \quad (6.3)$$

Длина вектора \mathbf{c} равна

$$|\mathbf{c}| = \sqrt{c_x^2 + c_y^2 + c_z^2}. \quad (6.4)$$

$$\text{Пример: } |\mathbf{c}| = \sqrt{0,1743^2 + (-0,1006)^2 + 6,2856^2} = 6,2856.$$

Единичный вектор

$$\mathbf{e} = \mathbf{c} / |\mathbf{c}|. \quad (6.5)$$

$$\text{Пример: } \mathbf{e} (0,0277; -0,0160; 0,9995).$$

Заданием предусмотрено расстояние между сетями $\Delta = 0,607$ м. Найдем произведение координат единичного вектора на расстояние между сетями, получим приращения δ к координатам точки M .

$$\mathbf{e} (0,0277; -0,0160; 0,9995) * \Delta = \delta(0,0168; -0,0097; 0,6067). \quad (6.6)$$

Чтобы получить координаты узла нижней сети двусетчатого купола, нужно от координат точки M отнять приращения δ , получим

$$K(1,3467 - 0,0168; 0,7775 - (-0,0097); 48,5102 - 0,6067) \quad (6.7)$$

или $K(1,3299; 0,7872; 47,9035)$.

Данный метод определения координат нижней сети купольной крыши резервуара является системным, следовательно, координаты любого узла нижней сети можно определить по координатам верхней сети.

Точки нижней сети соединим связями с соседними, получим вторую сеть двусетчатой купольной крыши резервуара. Затем соединим связями каждую точку нижней сети с узлами треугольника, расположенного над данной точкой верхней сети. Получим сектор купольной крыши с углом у вершины B , равным 60° . Размеры связей между узлами купола автоматически выдает программа. Затем последовательно повернем сектор относительно оси oz на 60° до формообразования двусетчатого купола.

Предложен алгоритм для построения и расчета координат узлов и длин связей между узлами двусетчатой купольной крыши резервуара. В результате реализации данного алгоритма на примере купольной крыши резервуара объемом $50\ 000\ m^3$ построена двусетчатая купольная крыша. Разрезка поверхности купольной крыши резервуара по данной методике позволяет получить широтные связи в пределах одного пояса купола одного типоразмера с погрешностью не более $0,1\ mm$. Технология изготовления связей (несущих стержней купола) позволяет получить размеры стержней с погрешностью $\pm 0,1\ mm$, что вполне удовлетворительно для практики. Предложенная методика построения купольной крыши может быть применена при проектировании вертикальных цилиндрических резервуаров вместимостью $50\ 000\ m^3$ и более.

Определение координат узлов и длин связей купола. Для того чтобы определить координаты двусетчатой купольной крыши, мы воспользовались вышеизложенными способами. Для упрощения дальнейшей работы была составлена программа, которая в результате выдаст координаты точек верхней и нижней сети купола, количество связей с одинаковым типоразмером.

Составляется следующая блок-схема (рисунок 6.2), где задаем действия по определению координат.

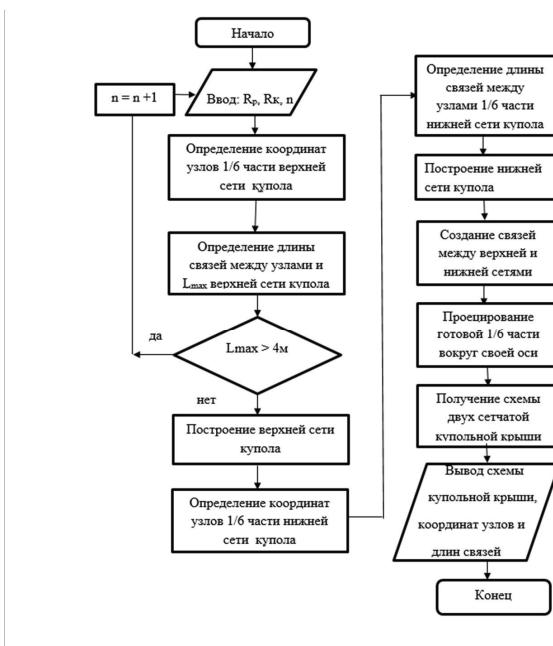


Рисунок 6.2 – Блок-схема расчета параметров купольной крыши резервуара

Таким образом, в данной главе мы представили методику построения и расчета двусетчатой купольной крыши. Результатом работы получили координаты узлов для верхней и нижней сети, количество типоразмеров связей с одинаковой длиной.

Данный предложенный алгоритм для построения двусетчатой купольной крыши резервуара позволяет выполнить расчет координат узлов и длин связей между ними. Разрезка поверхности купольной крыши резервуара по данной методике позволяет получить широтные связи в пределах одного пояса купола одного типоразмера с погрешностью не более 0,1 мм. Технология изготовления связей (несущих стержней купола) позволяет получить размеры стержней с погрешностью $\pm 0,1$ мм, что удовлетворительно в условиях практического применения. Представленная методика построения двусетчатой купольной крыши (рисунок 6.3) может быть применена при проектировании вертикальных цилиндрических резервуаров вместимостью 50 000 м³ и более.

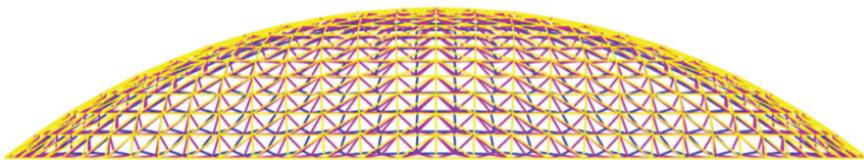


Рисунок 6.3 – Схема двусетчатой купольной крыши резервуара

6.1.2 Численное моделирование двусетчатой купольной крыши

Представим расчетную схему купольной крыши в виде (рисунок 6.4). В данной расчетной схеме показано распределение нагрузки от собственного веса и снега, усилия, возникающие в меридиональном и кольцевом направлении в поясах купола, моменты, возникающие в стенке резервуара при передаче нагрузки от купола крыши с последующим затуханием на расстоянии l .

Проектно-вычислительный комплекс Structure CAD для Windows (SCAD) реализован как интегрированная система прочностного анализа и проектирования конструкций на основе метода конечных элементов (МКЭ) и позволяет определить напряженно-деформированное состояние конструкций от статических и динамических воздействий, а также выполнить ряд функций проектирования элементов конструкций.

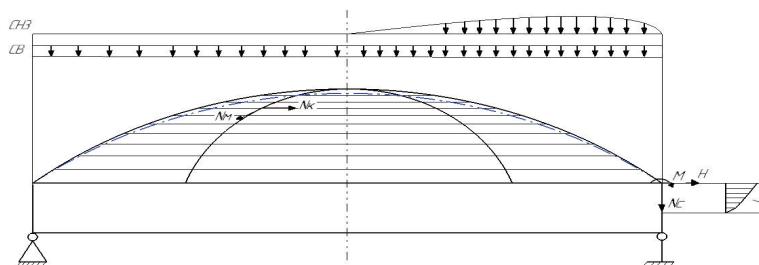


Рисунок 6.4 – Расчетная схема купольной крыши

Сначала в программе построим расчетную схему РВС с купольной двусетчатой крышей исходя из известных данных: диаметр резервуара $D=60,7$ м

и радиус купольной крыши $R_k=48,56$ м, расстояние между верхней и нижней сетью $\Delta=0,6$ м (рисунок 6.5).

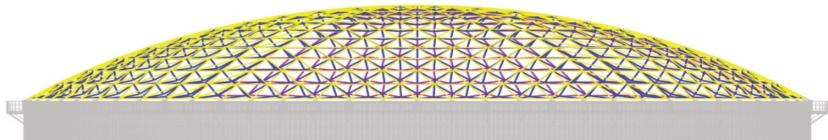


Рисунок 6.5 – Общий вид РВС с двусетчатой купольной крышей

Назначение жесткости элементов. При дальнейшем решении задач, определение усилий и напряжений в элементах РВС, перемещений в статически определимых стержневых системах. Для элементов основной части для верхней сети и стягивающего кольца выберем двутавр (рисунок 6.6а), а для элементов нижней сети и связей между верхней и нижней сетью – труба (рисунок 6.6 б, в).

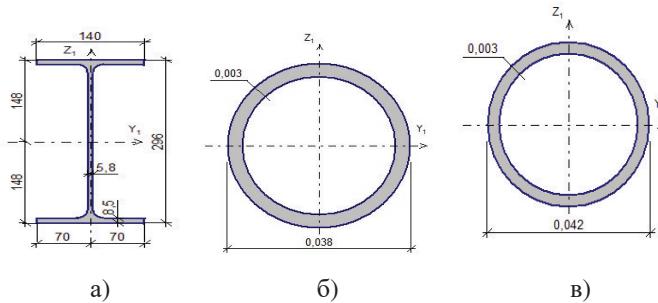


Рисунок 6.6 – Геометрические размеры сечений балок купольной крыши (м)
а) сечение балок верхней сети и стягивающего кольца, б) сечение труб связей
между верхней и нижней сетью, в) сечение трубы нижней сети

В качестве материала несущих элементов купольной крыши выберем алюминиевый сплав АД31Т1, а в качестве материала для настила купола выберем лист толщиной 3 мм из сплава АМг2. Для ветрового кольца примем

материал Ст3пс по ГОСТ 535-88. Материал для изготовления стенки резервуара примем С345 (09Г2С-12) по ГОСТ 27772-2015.

Назначение опорных связей. Соединение купольной крыши со стенкой.

В рассматриваемой схеме узловые соединения в купольной крыше задаются жесткими, кроме узлов примыкания купольной крыши к опорному кольцу стенки резервуара. В точке примыкания узел задаем в виде шарнира, так как двусетчатая крыша опирается на опорное кольцо стенки через кронштейн, который относительно оси у местной системы координат узла примыкания уменьшает передачу изгибающего момента на стенку резервуара.

В связи с тем, что купольная крыша передает изгибающий момент на стенку резервуара, который затухает на расстоянии l , введем в расчетную схему верхний пояс резервуара. На нижней кромке верхнего пояса резервуара установим связи вдоль осей z , x , у глобальной системы координат, чтобы предотвратить перемещения соответствующих узлов вдоль указанных осей.

Затем переходим к нагружению расчетной схемы такими нагрузками, как собственный вес, сугородовая нагрузка и температурные воздействия.

Нагружение расчетной схемы. С помощью программы SCAD выполним расчет для нескольких вариантов загружений и их комбинаций.

Нагрузка от собственного веса металлической конструкции. Нагрузка на элементы задается в виде распределенной нагрузки по длине стержня или площади пластины соответственно. Значения нагрузки задаются в зависимости от удельного объемного веса материала элемента и направлены вертикально вниз относительно оси z глобальной системы координат.

Сугородовая нагрузка. Имеется три варианта распределения сугородовой нагрузки на расчетную схему:

- сосредоточенные силы на узлы;
- распределенная по длине нагрузка на стержни конструкции;
- распределенная по площади нагрузка на пластины расчетной схемы.

Мы рассматриваем тот случай, когда нагрузка прикладывается в виде сосредоточенных сил на каждый узел купольной крыши. Значения

сосредоточенных сил, которые мы определили ранее, прикладываем на узлы в направлении вертикально вниз относительно оси z глобальной системы координат. Схема купольной крыши с приложенной снеговой нагрузкой представлена на рисунке 6.7.

Третий вариант распределения снеговой нагрузки по [160] рассматривает расположение снежных масс на подветренной части купольной крыши резервуара. В нашем случае снеговая нагрузка будет распределена на правой части купольной крыши резервуара.

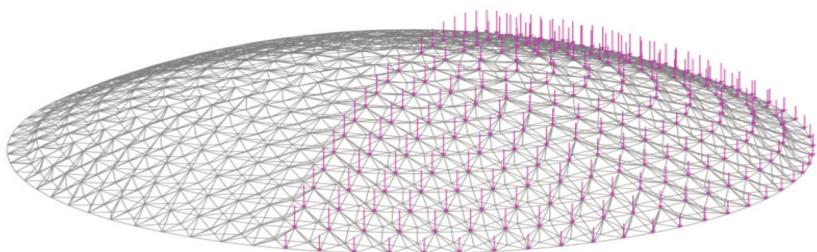


Рисунок 6.7 – Расчетная схема сетчатой купольной крыши с распределенной снеговой нагрузкой на узлы

Температурные воздействия. Исходным параметром при задании температурных нагрузок является изменение температуры по отношению к температуре замыкания. Исходя из аналитического расчета температурного воздействия, известно, что значение перепада температуры составило $\Delta t = -54^\circ \text{C}$.

6.1.3 Расчет НДС двусетчатой купольной крыши

Перед тем как перейти к расчету усилий, возникающих в стержнях двусетчатой купольной крыши, определим их аналитическим способом.

Аналитический способ определения усилий в стержнях конструкции. Напомним, что срединный слой купольной крыши состоит из пирамид, которые образуются при соединении верхней и нижней сети купола (см. рисунок 6.1).

При воздействии нагрузок на купольную крышу в стержнях, соединяющих верхнюю и нижнюю сети, возникают усилия. Для определения усилий в стержнях существуют несколько способов:

а) способ моментной точки. Применяется, когда можно разрезать ферму на две части так, чтобы в разрез попало три стержня. Для нахождения усилия в одном из них необходимо найти точку пересечения двух других разрезанных стержней (моментная точка) и записать уравнение равновесия (сумма моментов всех сил вокруг этой точки) любой отсеченной части фермы;

б) способ проекций. Применяется, когда можно разрезать ферму на две части так, чтобы в разрез попало три стержня. При нахождении усилия в одном из них два других стержня оказываются параллельны (т. е. моментная точка оказывается в бесконечности). Записывается сумма проекций сил на вертикальную ось Y любой отсеченной части фермы. Способ проекций чаще всего применяется для нахождения усилий в раскосах или стойках фермы с параллельными поясами;

в) способ вырезания узлов. Применяется, когда два предыдущих способа не применимы, т. е. нельзя провести сечение через три стержня. Данный способ заключается в вырезании узла, к которому принадлежит искомый стержень, и рассмотрении равновесия этого узла.

На площадь из шести треугольников, примыкающих к узлу, будет действовать распределенная нагрузка, чтобы определить сосредоточенную нагрузку, действующую на узел, необходимо определить грузовую площадку (рисунок 6.8). На узел будет действовать сосредоточенная нагрузка, равная $1/3$ величины распределенной нагрузки на площади шестиугольника $ACDEFG$. Для определения грузовой площадки найдем площадь шестиугольника $ACDEFG$

$$S = S_1 + S_2 + S_3 + S_4 + S_5 + S_6 = \frac{1}{2}BA \cdot BC \sin \gamma_1 + \frac{1}{2}BC \cdot BD \sin \gamma_2 + \\ + \frac{1}{2}BD \cdot BE \sin \gamma_3 + \frac{1}{2}BE \cdot BF \sin \gamma_4 + \frac{1}{2}BF \cdot BG \sin \gamma_5 + \frac{1}{2}BG \cdot BA \sin \gamma_6. \quad (6.8)$$

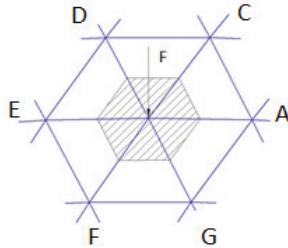


Рисунок 6.8 – Грузовая площадка

Для определения усилий в стержнях (связях между сетями) воспользуемся методом вырезания узлов. Рассмотрим равновесие узла B . К узлу примыкают 3 стержня, которые являются ребрами пирамиды, вдоль которых направлены силы N_1, N_2, N_3 (рисунок 6.9).

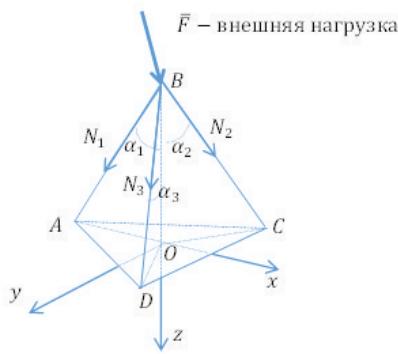


Рисунок 6.9 – Расчетная схема пирамиды

В проекции на ось z направленной вдоль оси действия силы F условие равновесия имеет вид

$$F + N_1 \cos \alpha_1 + N_2 \cos \alpha_2 + N_3 \cos \alpha_3 = 0. \quad (6.9)$$

Здесь $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ – углы между соответствующими силами и осью z .

В проекции на плоскость ACD сумма сил равна нулю.

В проекциях на оси x и y получим:

$$N_1 \sin \alpha_1 \cos \delta_1 + N_2 \sin \alpha_2 \cos \delta_2 + N_3 \sin \alpha_3 \cos \delta_3 = 0, \quad (6.10)$$

$$N_1 \sin \alpha_1 \sin \delta_1 + N_2 \sin \alpha_2 \sin \delta_2 + N_3 \sin \alpha_3 \sin \delta_3 = 0. \quad (6.11)$$

Здесь $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ – углы между OA, OD, OC и осью x .

Получаем 3 уравнения с тремя неизвестными:

$$N_1 \cos \alpha_1 + N_2 \cos \alpha_2 + N_3 \cos \alpha_3 = -F, \quad (6.12)$$

$$N_1 \sin \alpha_1 \cos \delta_1 + N_2 \sin \alpha_2 \cos \delta_2 + N_3 \sin \alpha_3 \cos \delta_3 = 0, \quad (6.13)$$

$$N_1 \sin \alpha_1 \sin \delta_1 + N_2 \sin \alpha_2 \sin \delta_2 + N_3 \sin \alpha_3 \sin \delta_3 = 0. \quad (6.14)$$

Если ось x направить вдоль AO , то $\delta_1=0$ и уравнения примут вид

$$N_1 + N_2 \cos \alpha_2 + N_3 \cos \alpha_3 = -F, \quad (6.15)$$

$$N_1 \sin \alpha_1 + N_2 \sin \alpha_2 \cos \delta_2 + N_3 \sin \alpha_3 \cos \delta_3 = 0, \quad (6.16)$$

$$N_2 \sin \alpha_2 \sin \delta_2 + N_3 \sin \alpha_3 \sin \delta_3 = 0. \quad (6.17)$$

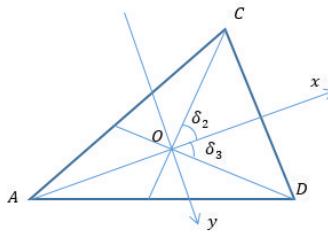


Рисунок 6.10 – Направление осей

Силы F_1, F_2 в стержнях AC, AD, CD определяются исходя из проекций сил N_1, N_2, N_3 на плоскость основания пирамиды

$$F_1 = N_2 \sin \alpha_2 \cos \angle OCD + N_3 \sin \alpha_3 \cos \angle ODC, \quad (6.18)$$

$$F_2 = N_1 \sin \alpha_1 \cos \angle OAD + N_3 \sin \alpha_3 \cos \angle ODA. \quad (6.19)$$

Переходим к определению усилий численным методом.

Статический расчет в вычислительном комплексе SCAD. После того как схему загрузили всеми нагрузками, следует выполнить статический расчет. Для

этого войти в дерево проекта, раскрыв вкладку **Управление** и нажав кнопку **Выйти в экран управления проектом**. В дереве проекта активировать пункт **Линейный** раздела **Расчет**. После ознакомления с содержанием окна **Параметры расчета** нажать кнопку **OK**.

На экране в окне сообщения SCAD появится вопрос: **Проект был модифицирован. Сохранить изменения?** В ответ нажать кнопку **Да**.

Начнется расчет. После завершения расчета просмотреть информацию, размещенную в окне **Протокол выполнения расчета**, для этого использовать линейку прокрутки. Если в протоколе подтверждается правильность выполнения расчета словами **Задание выполнено** и нет замечаний (например, **Геометрически изменяемая система**), то нажать кнопку **Закрыть окно расчета** и перейти в дерево проекта для анализа результатов расчета. Из папки **Результаты** выбрать **Графический анализ**. В открывшемся окне перейти на вкладку **Усилия**. Из первого ниспадающего списка выбрать **N** (продольная сила).

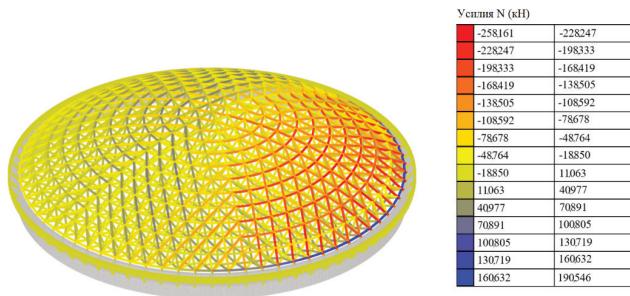


Рисунок 6.11 – Распределение продольных усилий в стержнях купола

На рисунке 6.11 представлен графический анализ продольных усилий с цветовым отображением значений, которые получили в программе SCAD. Из рисунка видно, что наибольшие продольные усилия возникают в правой части нижней сети купольной крыши. Это связано с тем, что на правую часть

купольной крыши воздействует неравномерная снеговая нагрузка. В таблице представлены значения усилий в стержнях купола. При активации вкладки **Эпюры усилий** машина построит эпюры продольных усилий вдоль каждого стержня с указанием значений усилий.

Эпюры распределения меридиональных (продольных) и кольцевых усилий по высоте в балках верхней сети отображены на рисунках 6.12 и 6.13.

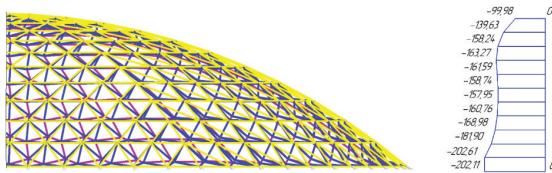


Рисунок 6.12 – Эпюры распределения меридиональных усилий в связях купола, кН

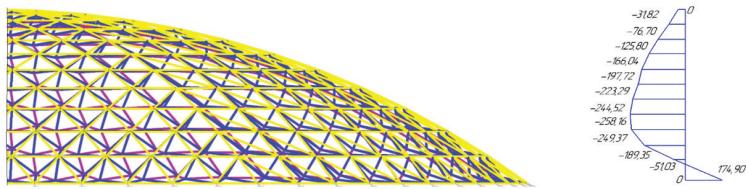


Рисунок 6.13 – Эпюры распределения кольцевых усилий в связях купола, кН

При прикладывании нагрузок на узлы верхней сети они передаются на нижнюю сеть, и в результате возникают усилия, эпюры которых приведены на рисунках 6.14 и 6.15.

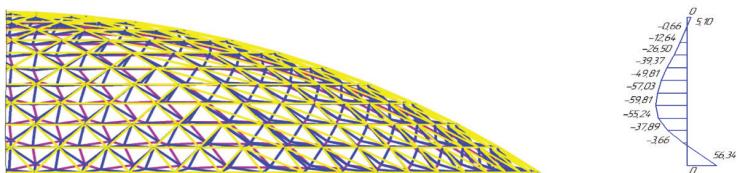


Рисунок 6.14 – Эпюра распределения меридиональных усилий в нижней сети купольной крыши, кН

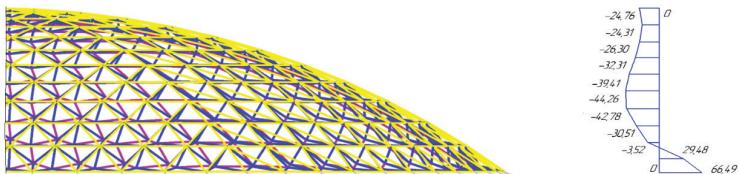


Рисунок 6.15 – Эпюра распределения кольцевых усилий в нижней сети купольной крыши, кН

Таким образом, исходя из эпюр усилий, можно сделать вывод, что связи в верхней сети купольной крыши в меридиональном направлении работают на сжатие, а в кольцевом направлении в нижнем поясе возникают усилия растяжения.

В нижней сети в меридиональном направлении у труб в нижнем поясе наблюдаются растягивающие усилия, в остальных поясах – сжимающие. В кольцевом направлении в нижних двух поясах возникают растягивающие усилия.

Перемещения узлов конструкции крыши под воздействием нагрузок. Для анализа перемещений в программном комплексе SCAD в папке **Результаты** выбрать **Графический анализ**. В открывшемся окне перейти на вкладку **Перемещения**. Для просмотра деформированной схемы нажать **Совместное отображение исходной и деформированной схемы**. Деформированная схема купольной крыши резервуара показана на рисунке 6.16.

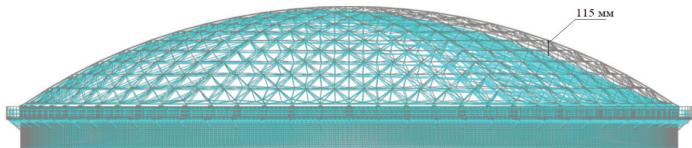


Рисунок 6.16 – Деформированная схема двусетчатой купольной крыши резервуара

Для анализа перемещений в узлах купольной крыши нужно активировать **Вывод значений перемещений в узлах**. Величины перемещений узлов по направлениям системы координат можно узнать, выбрав из списка направление (X, Y или Z). Для удобства чтения схемы деформаций отобразить на ней номера узлов одноименной кнопкой панели **Фильтры отображения**. В результате схема деформаций с оцифровкой перемещения узлов по Z будет выглядеть как на рисунке 6.17.

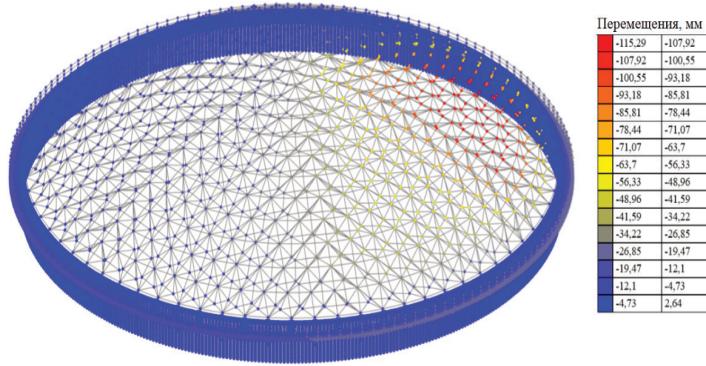


Рисунок 6.17 – Перемещения в двусетчатой купольной крыше резервуара

По представленным результатам можно сделать вывод о том, что наибольшие перемещения наблюдаются в правой части купольной крыши, что связано с действием неравномерно распределенной снеговой нагрузки и отрицательным температурным перепадом.

Наибольшая величина перемещения при суммарной нагрузке от собственного веса, снеговой и температурной нагрузке $f = 115$ мм.

Проведем проверку допустимости перемещений такой величины. При расчете строительных конструкций должно быть выполнено условие

$$f \leq f_{ii}, \quad (6.20)$$

где f_{ii} – предельное перемещение, устанавливаемое нормами [162].

Предельные перемещения для перекрытий, открытых для обзора при пролете $L \geq 36$ метров, рассчитываются по формуле

$$f_{ii} = \frac{L}{200}. \quad (6.21)$$

Величина пролета L принимается равной диаметру резервуара $D_{ip} = 60\ 700$ мм.

$$f_{ii} = \frac{60700}{200} = 303,5 \text{ мм.}$$

Условие (6.20) выполняется $115 \leq 303,5$ мм, из чего можно сделать вывод о допустимости значения перемещения f узлов купольной крыши резервуара.

Напряжения, возникающие в элементах конструкции. Для конструкции критерием работоспособности являются также напряжения, возникающие в элементах конструкции под действием нагрузок, то есть это состояние конструкции, которое можно довести до разрушения или необратимых деформаций.

Ввиду того что конструкция состоит из элементов, изготовленных из двух разных материалов – стали и алюминиевых сплавов, у которых разные прочностные характеристики, произведем анализ напряжений для стальных и алюминиевых элементов.

По результатам расчета определим, что наибольшее значение в элементах из алюминиевых сплавов $\sigma_{max}^a = 71,64$ МПа в элементах нижнего пояса крыши.

Наибольшие значения напряжения в элементах из стали $\sigma_{max}^c = 243,59$ МПа возникают в элементах опорного кронштейна, передающего нагрузку от купольной крыши через опорное кольцо на стенку резервуара.

Исходя из равенства предела текучести и нормативного сопротивления металла $\sigma_T = R_{yn}$, расчетное сопротивление металла определяют по формуле

$$R_y = R_{yn} / \gamma_m, \quad (6.22)$$

где γ_m – коэффициент надежности по металлу, для стали $\gamma_m = 1,1$;

R_{yn} – нормативное сопротивление металла, для стали класса С 345, при $20 \leq \delta \leq 40$ мм, $R_{yn} = 305$ МПа.

$$R_y = 305 / 1,1 = 277 \text{ МПа.}$$

Условие $\sigma_{max}^c \leq R_y$; $243,59 \leq 277$ МПа. Следовательно, условие по прочности стальных конструкций выполняется.

Расчетное сопротивление несущих балок купола из сплава AD31T1 $R = 120$ МПа.

Условие $109 \geq 76,9$; следовательно, условие прочности по допустимым напряжениям для алюминиевых элементов выполняется.

Анализ показал, что конструкция работает с запасом. В дальнейшем исследовании следует изменить сечение балок в сторону уменьшения сечения, что повлечет уменьшение веса и стоимости металлоконструкций.

Рассмотрим напряжения, которые возникают в верхней и нижней сети купольной крыши (рисунок 6.18 и 6.19).

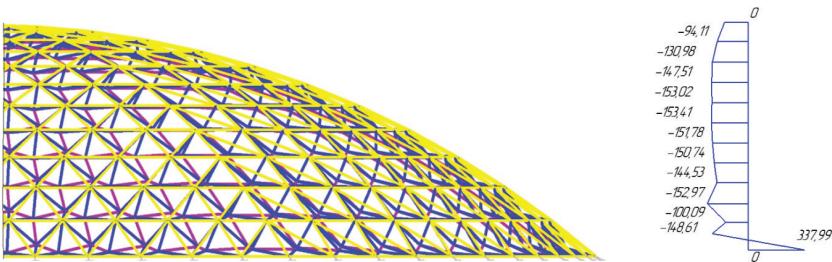


Рисунок 6.18 – Напряжения в верхней сети купольной крыши

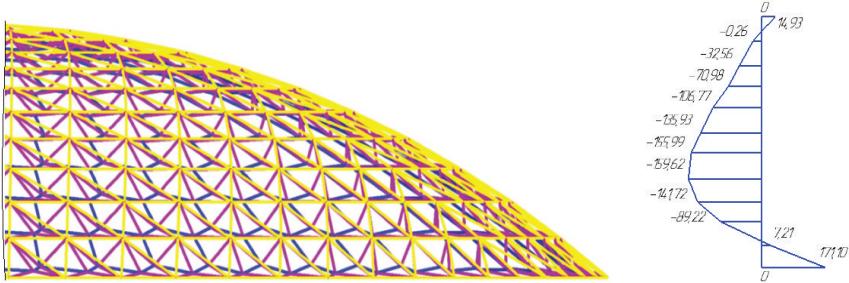


Рисунок 6.19 – Напряжения в нижней сети купольной крыши

По эпюрам напряжений можно сделать вывод, что максимальные напряжения возникают на самом нижнем поясе двускатчатой купольной крыши.

Проверочный расчет на прочность и устойчивость элементов крыши.

Расчет балок двутаврового сечения. Максимальные продольные усилия возникают в балке, расположенной у стягивающего кольца в поясе наиболее нагруженного участка купольной крыши.

Расчет элементов, подверженных действию осевой силы с изгибом (сжатоизгибаемых), следует выполнять по условию [161]

$$\frac{\frac{N_1}{A_{n1}} + \frac{M_y}{W_{y1}}}{R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (6.23)$$

где N_1 – продольная осевая сила, действующая на элемент, Н;

A_{n1} – площадь сечения элемента, для сечения I $A_{n1}=10,32 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$;

M_y – момент, возникающий в элементе от неравномерно распределенной снеговой нагрузки, Н/м;

W_y – момент сопротивления сечения элемента, для сечения I $W_y=250 \cdot 10^6 \text{ м}^3$;

γ_c – коэффициент условий работы, $\gamma_c=1$.

Продольную осевую силу, действующую на элемент, как суммарную нагрузку от веса найдем по формуле

$$N = P_o \cdot \sin \alpha + P_t + P_{ch} \cdot \sin \alpha + P_{cb} \cdot \sin \alpha, \quad (6.24)$$

где P_o – сосредоточенная нагрузка от части купольной крыши, лежащей выше рассматриваемого элемента купольной крыши, кН;

P_t – нагрузка от температурных воздействий на элементы, расположенные в меридиональном направлении выше рассматриваемого элемента, кН;

P_{CH} – сосредоточенная снеговая нагрузка, действующая на элемент, кН;

P_{CB} – сосредоточенная нагрузка от собственного веса элемента, кН.

Сосредоточенную нагрузку от части купольной крыши, лежащей выше рассматриваемого элемента купольной крыши P_o найдем по формуле

$$P_o = P_{CH}^{10} + P_{CB}^{10} = 171,7 + 9,4 = 180,8 \text{ кН.} \quad (6.25)$$

Суммарная нагрузка по формуле (6.24)

$$N = 180,8 \sin 36,6 + 2,43 \cdot 9,2,693 + 11,62 \sin 36,6 + 0,3 \sin 36,6 = 166,9 \text{ кН.}$$

$$\frac{\frac{N}{A_n} + \frac{M_x}{W_x}}{R\gamma_c} = \frac{\frac{166900}{10,32 \cdot 10^{-4}} + \frac{12520}{250 \cdot 10^{-6}}}{120 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,765.$$

$$0,765 \leq 1.$$

Условие выполнилось, следовательно, прочность стержня обеспечивается.

Проверку на устойчивость элементов согласно [161] следует выполнять по формуле

$$\frac{N_1}{\varphi_e A_{nl} R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (6.26)$$

где φ_e – коэффициент устойчивости при сжатии с изгибом, определяется в зависимости от условной гибкости λ и приведенного относительного эксцентризитета m_{ef} .

Условная гибкость λ находится по формуле

$$\bar{\lambda} = \frac{l_{ef}}{i} \sqrt{\frac{R}{E}}, \quad (6.27)$$

где l_{ef} – расчетная длина стержня, $l_{ef} = 2,693 \text{ м}$;

i_I – радиус инерции сечения I , $i_I = 8 \cdot 10^{-2} \text{ м}$;

$$\bar{\lambda} = \frac{2,693}{8 \cdot 10^{-2}} \sqrt{\frac{120 \cdot 10^6}{70 \cdot 10^9}} = 1,4.$$

Приведенный относительный эксцентрикситет m_{ef} :

$$m_{ef} = \eta \cdot \frac{M_y \cdot A_{n1}}{N_1 \cdot W_{y1}}, \quad (6.28)$$

где η – коэффициент влияния формы сечения, по табл. Е.3 [161] для двутавра $\eta=1,25$.

$$m_{ef} = 1,25 \frac{12520 \cdot 39,6 \cdot 10^{-4}}{106100 \cdot 250 \cdot 10^{-7}} = 2,4.$$

По таблице Е.1 [161] значение коэффициента устойчивости при сжатии с изгибом для $\bar{\lambda}=1,4$ и $m_{ef}=2,4$ принимаем равным $\varphi_e = 0,398$. Условие (6.26)

$$\frac{N_1}{\varphi_e A_n R \gamma_c} = \frac{166900}{0,398 \cdot 39,6 \cdot 10^{-4} \cdot 120 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,882, \quad 0,882 \leq 1, \text{ выполняется.}$$

Расчет на прочность и устойчивость элементов стягивающего кольца.

Проверку сечения балок стягивающего кольца будем проводить по формулам [161], где площадь сечения II балки стягивающего кольца $A_{n2}=0,001032 \text{ м}^2$. Продольным усилием, действующим в данной балке, будет являться кольцевое усилие $N_2=T_2=190,6 \text{ кН}$, найденное при помощи программного комплекса SCAD.

Расчет на прочность элементов, подверженных центральному растяжению или сжатию силой N_2 , следует выполнять по формуле

$$\frac{N_2}{A_{n2} R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (6.29)$$

где A_n – площадь сечения стержня, м^2 ;

R – расчетное сопротивление при растяжении, сжатии и изгибе, МПа;

γ_c – коэффициент условий работы, $\gamma_c=1$.

Расчетное сопротивление алюминиевого сплава АД31Т1 согласно [161] принимаем равным $R_a=120 \text{ МПа}$. Площадь сечения при данных геометрических параметрах сечения квадратной трубы $A_{n2} = 0,00902 \text{ м}^2$.

Условие (6.29):

$$\frac{N}{A_{n2} R \gamma_c} = \frac{190600}{0,001032 \cdot 120 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,539,$$

$$0,539 \leq 1.$$

Условие выполнилось, следовательно, прочность стержня обеспечивается.

Проверку на устойчивость элементов, подверженных центральному сжатию силой N_2 , следует выполнять по условию

$$\frac{N_2}{\varphi A_{n2} R_a \gamma_c} \leq 1, \quad (6.30)$$

где φ – коэффициент, принимаемый в соответствии с таблицей Г.2 [161] для гибкости стержня λ и алюминия марки АД31Т1.

Гибкость стержня λ для длины стержня $l = 2,416$ и радиуса инерции сечения $r = 7,7 \cdot 10^{-2}$ м находится по формуле:

$$\lambda = \frac{l}{r} = \frac{2,416}{7,7 \cdot 10^{-2}} = 31,4.$$

Согласно таблице Г.2 [162] коэффициент φ принимаем равным $\varphi = 0,865$.

Условие:

$$\frac{N}{\varphi A_n R \gamma_c} = \frac{190600}{0,865 \cdot 0,00205 \cdot 120 \cdot 10^6 \cdot 1} = 0,589,$$

$$0,589 \leq 1.$$

Условие выполняется, следовательно, продольная устойчивость стержня обеспечивается. Принятое сечение балок обеспечивает необходимую прочность и устойчивость конструкции.

Анализ моментов в стенке резервуара. При воздействии нагрузок на купольную крышу они переходят от стержней к стенке резервуара, в результате чего возникает изгибающий момент. Действующие нагрузки на узлы купольной крыши передаются на стенку резервуара с последующим образованием моментов, которые на расстоянии l затухают в стенке (рисунок 6.20).

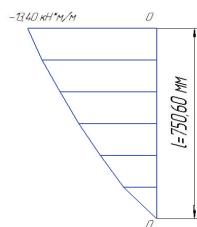


Рисунок 6.20 – Эпюра моментов в стенке резервуара

Таким образом, из рисунка видно, что затухание изгибающих моментов прекращается на расстоянии $l = 750,6$ мм от верха стенки.

6.1.4 Устойчивость двусетчатой купольной крыши резервуара

В работе Райта [136] проверка устойчивости сферической оболочки проверяется по критическим напряжениям по формуле:

$$\sigma_{cr,ob} = \frac{E_{ob} t_{ob}}{R\sqrt{3(1-\mu_{ob}^2)}} \geq \sigma_{max}, \quad (6.31)$$

где t_{ob} – толщина оболочки, м;

E_{ob} – модуль упругости материала оболочки, Па;

μ_{ob} – коэффициент Пуассона материала оболочки;

σ_{max} – суммарные сжимающие напряжения для всех видов загружения.

Для сетчатого купола рекомендуют следующие формулы перехода к сплошному аналогу по формулам

$$E_{ob} = EA / 3rl; \quad t_{ob} = 2r\sqrt{3}; \quad \mu_{ob} = 1/3; \quad (6.32)$$

$$E_{ob} = \frac{70 \cdot 10^9 \cdot 39,8 \cdot 10^{-4}}{3 \cdot 8 \cdot 10^{-2} \cdot 2,693} = 4,3 \cdot 10^9 \text{ Па,}$$

$$t_{ob} = 2 \cdot 8 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{3} = 0,28 \text{ м,}$$

Условие (6.31):

$$\sigma_{cr,ob} = \frac{E_{ob} t_{ob}}{R\sqrt{3(1-\mu_{ob}^2)}} = \frac{4,3 \cdot 10^9 \cdot 0,28}{48,56 \sqrt{3(1-(1/3)^2)}} = 81,5 \text{ МПа,}$$

$$81,5 \geq 76,9 \text{ МПа.}$$

Отсюда можно сделать вывод об обеспечении устойчивости купольной крыши резервуара по критическим напряжениям.

Потерю общей устойчивости сетчатой оболочки можно рассматривать как решение для эквивалентной сплошной оболочки. Критическое равномерное радиальное давление на сферическую оболочку с радиусом $R=48,56$ м может быть выражено в виде формулы

$$q_{kp} = k \frac{E_{ob} t_{ob}^2}{R^2}, \quad (6.33)$$

где k – постоянная величина, для сферического купола рекомендуют принять значение $k = 0,4$.

$$q_{kp} = k \frac{E t^2}{R^2} = 0,4 \frac{4,3 \cdot 10^9 \cdot 0,29^2}{48,56^2} = 6134 \text{ Н/м}^2.$$

Максимальная внешняя нагрузка на купольную крышу резервуара от собственного веса и снеговых нагрузок будет при $\alpha = 30^\circ$ и будет равняться $q_{\max} = 5469 \text{ Н/м}^2$, что меньше критического значения распределенного давления $q_{kp} = 6134 \text{ Н/м}^2$. Устойчивость купольной крыши обеспечена.

6.2 Экспериментальное исследование НДС двусетчатой крыши

На первом этапе планирования эксперимента необходимо определиться с видом модели, способной дать в ходе эксперимента наиболее адекватные результаты [82].

Упругая модель геометрически точно соответствует своему прототипу, при этом состоит из гомогенного материала, который далеко не всегда аналогичен материалу прототипа. Следовательно, данная модель может быть применена, если требуется определить поведение структуры при эластичном нагружении, не учитывая прочие нагрузки.

Прямая модель геометрически по всем параметрам соответствует прототипу и получает такие же нагрузки. Для получения адекватных данных достаточным является испытание нагрузками отдельного фрагмента конструкции.

Непрямая модель является одной из разновидностей упругой модели, используемой для получения диаграмм воздействия для реакций внутри структуры, возникающих в результате воздействия нагрузок, таких как усилие сдвига, изгибающий момент и осевые силы. В настоящее время эти данные эффективнее получить с помощью компьютерных расчетов.

Модель прочности является прямой моделью, выполненной из материалов, аналогичных материалам прототипа, что позволяет адекватно оценить поведение конструкции при воздействии всех типов нагрузок любой интенсивности, вплоть до разрушения.

Модель ветрового воздействия позволяет определять воздействие различных видов ветровых нагрузок на структуру, как поведение при совокупных ветровых нагрузках, так и свойства формы конструкции, свойства ее жесткости.

Динамические модели применяются для исследования влияния вибрации, или динамических воздействий нагрузки на структуру. К этой группе относятся модели для изучения сейсмоустойчивости.

Выбор масштаба модели зависит от многих факторов. Небольшие модели требуют меньших нагрузок, однако представляют сравнительно большие сложности в изготовлении. Крупные модели более просты в изготовлении, при этом они требуют гораздо более сложное оборудование, имитирующее нагрузку. Также от корректно выбранного масштаба модели зависит степень точности полученных результатов. Для данного исследования наиболее адекватным представляется выбор модели с масштабом 1:20, поскольку изготовление полномасштабного прототипа требует значительно больших финансовых вложений, а выбор прототипа более мелкого масштаба представляет больше трудностей в изготовлении. Кроме того, для проведения данного исследования нет необходимости создавать конструкцию полностью, достаточно подвергнуть нагрузкам ее небольшой фрагмент.

Основным преимуществом физической модели по отношению к аналитической является возможность проследить поведение целой структуры вплоть до ее разрушения, поскольку, несмотря на значительные продвижения в сфере компьютерных процедур анализа, они не могут рассчитать аналитически предельную прочность многих трехмерных конструкций, особенно если имеют место сложные нагрузки.

Чтобы оценить согласование конечных элементов модели с изготовленной купольной крышей, она сравнивается с тестовой моделью. Если конечный элемент-модель отличается от тестовой модели, результаты корреляции могут быть использованы для того, чтобы откорректировать конечный элемент-модель.

Итак, данный эксперимент имеет целью определить поведение и характеристики элементов и узлов крыши. Наряду с этим, целью является определение того, каким образом восстанавливающая сила работает для стабилизации купольной крыши под воздействием снеговой нагрузки, и определение сжатия и растяжения в отдельных элементах, отклонения, для сравнения полученных результатов с результатами аналитического решения.

Точность аналитического ответа зависит от количества узлов, выбранных для формулировки матрицы массы. Однако объем экспериментальной работы, требуемый для определения коэффициентов влияния, возрастает пропорционально количеству узлов.

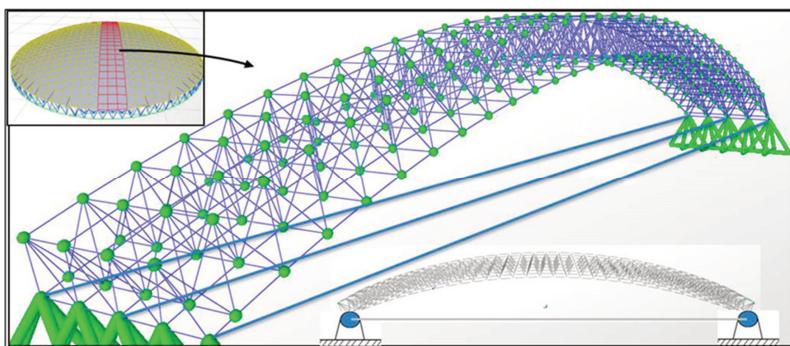


Рисунок 6.21 – Схема фрагмента двусетчатой купольной крыши

В данном эксперименте в качестве объекта исследования был взят фрагмент участка сетчатой купольной крыши, на который приходится максимальное напряжение под воздействием комбинированной снеговой и

ветровой нагрузок, который был определен ранее. В качестве объекта исследования нами был выбран фрагмент сетчатой купольной крыши, в котором согласно предварительному расчету возникает максимальное напряжение (рисунок 6.21).

6.2.1 План эксперимента

Эксперимент проводят в двух ситуациях: при создании нового промышленного объекта или процесса по данным предварительных опытов и при оптимизации действующего производства. Исследователь располагает математической моделью объекта и возможностью свободно варьировать его параметрами.

Критерии расширенного подобия. Полное подобие натуры и модели недостижимо, поскольку для достижения этого необходимо, чтобы либо размеры модели полностью соответствовали размерам натуры, либо при масштабировании строго соблюдался целый ряд труднодостижимых важных условий, таких как характеристики материала, детали сборки и сочетание нагрузок на конструкцию. Поэтому приходится прибегать к расширенному подобию путем геометрического и силового моделирования. Определяющими параметрами системы или параметрами, описывающими ее поведение, являются: 1) величина приведенной сосредоточенной силы F внешней нагрузки на крышу, размерностью $[F]$; 2) длина структурной модели L , размерностью $[L]$; 3) площади поперечных сечений модели с размерностью $[L^2]$; 4) модуль упругости E , с размерностью $[L^{-2}F]$. Приняв для удобства, что сила является первичной величиной, а масса, выражаемая через силу, – вторичной размерной величиной, имеем среди всех определяющих параметров только две размерные величины (сила и обобщенная длина) обладающие независимыми размерностями.

Формулы размерностей выбранных определяющих параметров имеют вид

$$[F] = [L]^0 [F]^1 \quad (6.34)$$

$$[L] = [L]^1 [F]^0 \quad (6.35)$$

$$\sigma = [L]^{-2} [F]^1 \quad (6.36)$$

$$[E] = [L]^{-2} [F]^1 \quad (6.37)$$

Критерии подобия есть комбинации из выбранных параметров, а степень каждого параметра определяется неизвестным из системы однородных линейных уравнений, при котором коэффициентом служит показатель степени из формулы размерностей.

$$\lambda_1 z_1 + \lambda_2 z_2 + \lambda_3 z_3 + \lambda_4 z_4 = 0, \quad (6.38)$$

$$\tau_1 z_1 + \tau_2 z_2 + \tau_3 z_3 + \tau_4 z_4 = 0, \quad (6.39)$$

где λ_i – показатель степени при $[L]$;

τ_i – показатели степени при $[F]$;

z_i – константа.

Уравнение (6.38) примет вид

$$z_1 + z_3 + z_4 = 0. \quad (6.40)$$

Уравнение (6.39) примет вид

$$z_2 - 2z_3 - 2z_4 = 0. \quad (6.41)$$

Итак, первое решение: $z_1 = 1$, $z_2 = -2$, $z_3 = -1$, $z_4 = 0$, и соответствующий ему критерий подобия

$$\pi = \frac{F}{\sigma L^2}. \quad (6.42)$$

Полученный критерий подобия позволяет установить связь между масштабами величин, характеризующих исследуемую конструкцию

$$\frac{m_F}{m_\sigma m_L^2} = 1. \quad (6.43)$$

Для моделирования симметричной и несимметричной нагрузок использована формула (6.43), симметричная нагрузка на полный масштаб 3,6 кПа рассчитана для модели 1:20 равной 0,56 кПа. Несимметричная нагрузка на полный масштаб 5,35 кПа рассчитана для модели 1:20 равной 0,83 кПа.

Данная модель представляет собой пространственную конструкцию, которая имеет радиус $R = 3642$ мм, пролет 3000 мм, ширину 374 мм в горизонтальной и 105 мм в вертикальной плоскости. Пространственная

конструкция построена из модулей в виде пирамид с чередующимся расположением оснований вверху и внизу.

Модель изготавливали из стержней трубчатого сечения 6*1 мм их стали марки 12Х18Н10Т. Верхняя и нижняя сети представляют собой решетки с ячейками 100*100 и 96,5*96,5 мм соответственно. Узлы верхней и нижней сетей связаны между собой такими же стержнями в виде чередующихся пирамид болтовыми соединениями. Геометрические характеристики сечения стержня представлены в таблице 6.1.

Таблица 6.1 – Геометрические характеристики сечения стержня

Параметр	Единица измерения	Значение
Площадь поперечного сечения, A	м^2	1,57143E-05
Момент инерции относительно центральной оси, J_x	м^4	5,10714E-11
Момент инерции относительно центральной оси, J_y	м^4	5,10714E-11
Наибольшая координата по оси X	м	0,003
Наибольшая координата по оси Y	м	0,003

Цель физического эксперимента – сравнительный анализ расчетных значений НДС, возникающих в стержнях структурной купольной крыши резервуара под воздействием нагрузок, полученных численным экспериментом, и значений, полученных в ходе физического эксперимента.

Для достижения данной цели необходимо выполнить следующие задачи:

– рассчитать численным методом напряжения и перемещения в модели крыши при воздействии на нее нагрузок;

– выбрать оптимальные параметры модели для реализации экспериментального определения значений напряжений и деформаций и изготовить структурную модель;

– выбрать оборудование, необходимое для снятия показаний напряжения и деформации с элементов структурной модели, и определить точки его размещения на модели;

– подвергнуть модель воздействию симметричных и несимметричных нагрузок, пошагово фиксируя получаемые в ходе эксперимента результаты;

– сравнить теоретические значения с экспериментальными, представив результаты сравнительного анализа в виде таблиц и графиков.

Методика исследований. В качестве основного метода экспериментального исследования нами определен метод физического моделирования. Подобные методы применяются в тех случаях, когда испытание конструкции в полном масштабе 1:1 недоступно, поскольку требует много времени, усилий и больших финансовых затрат. Выбранный нами метод состоит в конструировании лабораторной физической модели строительной конструкции в уменьшенных масштабах и проведении эксперимента на этой модели. Выводы и данные, полученные в подобных экспериментах, затем распространяются на конструкции в реальных масштабах, принимая в расчет факторы, касающиеся выбора материала и геометрической формы, которые необходимо учитывать при масштабировании. Однако в данном случае точность масштабирования зависит от способности идентифицировать все ключевые переменные значения, оказывающие влияние на структуру. Многие модели, которые изготавляются при помощи метода быстрого прототипирования, теряют возможность учесть все особенности сложных геометрических форм, при этом любая геометрическая сложность может быть учтена в структуре такой модели, подобные эксперименты многократно и успешно проводились и ранее [38, 119] и др.

Инструментарий. 1. Измеритель деформации тензометрический цифровой ИТЦ-03-32, Россия, г. Орел, ГУУНПК УНПЦ. 2. Терминалные площадки T-F8, производство Япония, KYOWA. А Б А Б 89 3. Тензорезисторы общего применения KFG-5-120-C1-11, производство Япония, KYOWA. 4. Расширители каналов РК-16, РК-32, РК-64. 5. Клей СС-33А, производство Япония, KYOWA. 6. Индикатор часового типа ИЧ 02.000 ПС, Россия, г. Киров, ЗАО «Красный инструментальщик». 7. Разрывная машина ИР 5145-500, Россия, г. Иваново, ОАО «Точприбор». 8. Стержни для тарировки 200 мм*6 мм, толщина стенки 1 мм и 150 мм*6 мм, толщина стенки 1 мм из стали 12Х18Н10Т конструкционной легированной. 9. Электронные весы ТВ-С-А ГОСТ Р 53228-

2008, г. Санкт-Петербург, ЗАО «МАССА-К». 10. Термометр метеорологический стеклянный ТМ-1 ГОСТ 112-78.

Подготовка к испытаниям. Для фиксирования значений напряжения в стержнях в данном эксперименте используются тензорезисторы общего применения KFG-5-120, для крепления которых применяют специальный клей цианоакрилатный СС-33А. Также используются терминалные площадки T-F8. Сенсоры закрепляются на элементах в количестве 4 шт. для симметричной нагрузки и 3 шт. для несимметричной нагрузки. Приборы для снятия показаний значений перемещения в изгибающихся частях сооружения, 2 шт. для определения симметричной нагрузки и 2 шт. для несимметричной нагрузки. Для дальнейшей обработки сигнала используется преобразователь сигналов тензорезисторных датчиков ИТЦ-03-32 для измерения выходных сигналов тензодатчиков (тензорезисторов) при различных видах нагружения (растяжение, изгиб, кручение и др.) с возможностью вывода результатов на цифровое табло. Модификации прибора ИТЦ-03 могут работать совместно с расширителями каналов РК-16, РК-32, РК-64, каждый из которых может добавить 16, 32 или 64 измерительных каналов соответственно.

Градуировка. С целью получения зависимости между показаниями прибора ИТЦ-03-32 ($\text{мкОм}/\text{Ом}$) и силой (Н) в стержне проведена градуировка прибора для обеспечения корректной работы. Под градуировкой понимается определение шкалы соответствия между показанием прибора и значением измеряемой величины (растяжение, сжатие). В результате проведения эксперимента строится кривая, которая показывает соотношение между силой воздействия на стержни и показаниями прибора ИТЦ-03-32. На разрывной машине ИР 5145-500, управление которой осуществляется через подсоединеный к ней компьютер, и контрольную выносную панель производили растяжение образца. Скорость разрывной машины при растяжении и сжатии составляла 0,1 $\text{мм}/\text{мин}$.

Эксперимент проводился в заводской лаборатории при температуре в помещении 20°C и влажности воздуха 78 %. Для статической обработки

результатов эксперимент состоял из серии трех измерений. При растяжении использовались стержни длиной 200 мм. Для повышения качества фиксирования концы стержня сплющены. Результаты показали соотношение между показаниями прибора и силой воздействия разрывной машины и представлены в таблице 6.2 для растяжения. Данные результаты использованы для расчета средних значений показаний приборов по методике Error - Least squares approach, по которым произведена линейная регрессия и сформирован график зависимости напряжения в стержне от показаний приборов.

Таблица 6.2 – Зависимость напряжения от деформации при растяжении образца

Сила F , кН	Деформация тензометрическая, мкОм / Ом				Напряжение σ^* , МПа
	Экс. 1	Экс. 2	Экс. 3	Среднее значение	
0	0	0	0	0	0
0,2	50	48	49	48,0	12,7
0,4	100	101	103	101,3	25,5
0,6	130	127	131	129,3	38,2
0,8	180	181	188	183,0	50,9
1,0	230	232	228	230,0	63,7
1,2	269	266	277	270,7	76,4
1,4	301	295	310	302,0	89,2
1,6	341	335	345	340,3	101,9
1,8	379	372	385	378,7	114,6
2,0	420	417	422	419,7	127,4
2,2	459	450	465	458,0	140,1
2,4	511	498	515	508,0	152,8
2,6	557	552	564	557,7	165,6
2,8	605	592	611	602,7	178,3
3,0	655	649	662	655,3	191,0

$$\sigma^* = \frac{F}{(r_1^2 - r_2^2) * \pi} \text{ напряжение, МПа;}$$

F – сила, кН; $r_1 = 2,985$ мм – наружный радиус стержня; $r_2 = 1,950$ мм – внутренний радиус стержня.

6.2.2 Описание физического эксперимента

В ходе эксперимента на выбранном участке модели установлены тензорезисторы, подключенные к оборудованию, позволяющему переводить

силу, прилагаемую к стержням, в числовые значения. Для снятия показаний выбраны стержни, на которые приходится максимальная нагрузка. Затем структурная модель подвергнута симметричным и несимметричным нагрузкам. Поведение структурной модели зафиксировано приборами, параллельно использованы фото- и видеосъемка всех этапов эксперимента. До проведения эксперимента выполнены предварительные вычисления с целью определения ожидаемых результатов. Оценены предварительные значения напряжения и вертикальной деформации крыши под воздействием симметричной и несимметричной нагрузки.

Исследование напряжений при симметричной нагрузке. Произведен расчет напряжений в стержнях купольной крыши под воздействием симметричной нагрузки. Установлено, что максимальные напряжения возникают в стержне № 1055, расположенном в нижней сети, примыкающей части купола к опорному кольцу. Экспериментально в стержне № 1055 определены напряжения при увеличении внешней нагрузки до 200 % от расчетной. Результаты исследования приведены в таблице 6.3.

Таблица 6.3 – Напряжения в стержне № 1055 при симметричной нагрузке

№	Нагрузка,		Напряжения, кПа					Погрешность, %
	H	%	Расчет	Эксп. 1	Эксп. 2	Эксп.3	Среднее	
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	140	25	29	33	35	31	31,0	13,79
3	280	50	48	54	58	53	55,0	14,58
4	420	75	67	71	80	77	76,0	13,43
5	560	100	82	96	92	88	92,0	12,20
6	700	125	97	105	108	110	107,6	10,93
7	840	150	112	115	121	115	117,0	4,46
8	980	175	124	135	140	135	136,6	10,16
9	1120	200	134	144	143	150	145,6	8,66

С целью компенсации распорных усилий, возникающих в нижнем поясе купольной крыши, в опорные узлы модели купола ввели три связи (затяжки). На среднюю затяжку (связь 1058) был наклеен тензорезистор и исследованы распорные напряжения при различных снеговых нагрузках. Результаты эксперимента представлены в таблице 6.4.

Таблица 6.4 – Значения напряжений при симметричной нагрузке на стержень № 1058

№	Нагрузка		Напряжения, кПа					Погрешность, %
	H	%	Расчет	Эксп. 1	Эксп. 2	Эксп. 3	Среднее значение	
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	140	25	138,0	140	141	133	137,3	0,5
3	280	50	276,2	280	288	277	281,6	2,0
4	420	75	414,0	415	417	417	416,0	0,5
5	560	100	552,1	555	545	547	548,0	0,7
6	700	125	690,1	693	695	688	691,0	0,1
7	840	150	828,1	831	837	842	835,7	0,9
8	980	175	966,1	970	971	972	971,0	0,5
9	1120	200	1104,1	1112	1108	1114	1111,3	0,7

Как видно из таблицы 6.4, погрешность расчетных данных напряжений по сравнению с результатами физического эксперимента не превышает 2,0 %.

Исследование перемещений во фрагменте купола при симметричной снеговой нагрузке. Методом конечных элементов произведены расчеты и подтверждены физическими экспериментами вертикальных перемещений модели при симметричной снеговой нагрузке. Установлено, что при симметричной нагрузке максимальные перемещения по вертикали происходят в середине пролета купольной крыши (узел 17). Результаты представлены в таблице 6.5.

Таблица 6.5 – Значения перемещений при симметричной нагрузке

№	Нагрузка		Вертикальные перемещения в узле № 17, мм					Погрешность, %
	H	%	Расчет	Эксп. 1	Эксп. 2	Эксп. 3	Среднее значение	
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	140	25	0,45	0,50	0,51	0,52	0,51	13,3
3	280	50	0,73	0,84	0,87	0,83	0,85	16,0
4	420	75	0,94	1,05	1,10	1,11	1,08	15,4
5	560	100	1,07	1,17	1,27	1,26	1,23	15,0
6	700	125	1,29	1,45	1,45	1,48	1,46	13,6
7	840	150	1,40	1,55	1,60	1,65	1,60	14,3
8	980	175	1,53	1,75	1,73	1,75	1,74	13,7
9	1120	200	1,75	1,95	1,93	1,98	1,95	11,4

Как видно из таблицы 6.5, погрешности расчетных данных перемещения купола по сравнению с результатами физического эксперимента не превышают 16 %, что является удовлетворительным результатом.

Исследование напряжений во фрагменте двускатной купольной крыши при воздействии несимметричной снеговой нагрузки. Известно, что снеговая нагрузка на купольных крышах резервуаров при воздействии ветра располагается неравномерно и сосредоточена на подветренной стороне крыши в виде сугроба. Значения напряжений в наиболее нагруженном стержне № 74, расположенному с наветренной стороны, представлены в таблице 6.6.

Таблица 6.6 – Напряжения под несимметричной нагрузкой в стержне № 74

№	Нагрузка		Напряжения, кПа				Погрешность, %
	H	%	Расчет	Эксп. 1	Эксп. 2	Эксп. 3	
1	0	0	0	0	0	0	0
2	207,5	25	24	24	25	24	24,3
3	415,0	50	50	46	42	45	44,3
4	622,5	75	68	67	65	67	66,3
5	830,0	100	80	89	87	87	87,6
6	1037,5	125	92	105	102	104	103,6
7	1245,0	150	101	113	117	116	115,3
8	1452,5	175	113	130	128	130	129,3
9	1660,0	200	124	142	140	144	142,0
							14,5

Как видно из таблицы 6.6, наибольшие напряжения, равные 142,0 кПа, возникают в стержне № 74, расположенному с наветренной стороны купола в зоне контакта купола со стенкой резервуара. Погрешность результатов расчета по сравнению с результатами физического эксперимента не превышает 14,5 %.

Значения напряжений в наиболее нагруженном стержне № 1058, расположеннем с подветренной стороны при неравномерно распределенной снеговой нагрузке, представлены в таблице 6.7.

Анализ результатов, представленных в таблице 6.7, позволяет сделать вывод о том, что в наиболее нагруженном стержне № 1058, расположеннем с подветренной стороны купола в зоне контакта купола со стенкой резервуара, возникают напряжения до 833,3 кПа, что в 5,9 раза превышает напряжения

в симметричном ему стержне, расположенному с наветренной стороны. Погрешность результатов расчета и физического эксперимента не превышает 5,6 %.

Таблица 6.7 – Значения напряжений в стержне № 1058 при неравномерно распределенной снеговой нагрузке

№	Нагрузка,		Напряжения, кПа					Погрешность, %
	H	%	Расчет	Эксп. 1	Эксп. 2	Эксп. 3	Среднее значение	
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	207,5	25	102,3	108	113	103	108,0	5,6
3	415,0	50	204,5	205	192	207	201,3	1,5
4	622,5	75	306,8	295	307	307	303,0	1,2
5	830,0	100	409,0	415	412	413	413,3	1,1
6	1037,5	125	511,3	520	513	522	518,3	1,4
7	1245,0	150	613,6	620	613	618	617,0	0,6
8	1425,5	175	715,8	722	721	727	723,3	1,1
9	1660,0	200	818,1	830	837	833	833,3	1,9

Вертикальные перемещения при неравномерно распределенной снеговой нагрузке. Значения вертикальной деформации крыши под воздействием несимметричной нагрузки по теоретическому расчету и результатам эксперимента показаны в таблице 6.8. Максимальные перемещения произошли в узле № 11 с подветренной стороны купольной крыши.

Таблица 6.8 – Значения вертикальной деформации при несимметричной нагрузке, результаты расчета и эксперимента

№ п/п	Несимметричная нагрузка, кН	Нагрузка, %	Вертикальные перемещения узла № 11, мм					Погрешность, %
			Расчет	Эксп. 1	Эксп. 2	Эксп. 3	Эксп. среднее значение	
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0,208	25	0,42	0,53	0,45	0,55	0,51	21,4
3	0,415	50	0,65	0,76	0,71	0,79	0,75	15,4
4	0,623	75	0,86	0,93	0,89	0,91	0,91	5,8
5	0,830	100	1,01	1,16	1,11	1,21	1,16	14,9
6	1,038	125	1,16	1,36	1,20	1,36	1,30	12,1
7	1,245	150	1,30	1,51	1,43	1,49	1,47	13,1
8	1,453	175	1,44	1,66	1,61	1,60	1,62	12,5
9	1,660	200	1,67	1,81	1,84	1,87	1,84	10,2

6.2.3 Обсуждение результатов эксперимента

По результатам проведенного эксперимента можем говорить о достоверности методики расчета структурной купольной крыши с применением численного расчета на основе метода конечных элементов. Сравнительный анализ результатов расчета и эксперимента напряжения и вертикальной деформации экспериментальной модели под воздействием симметричной и несимметричной нагрузки показал, что максимальная погрешность между ними – до 15 %. Наличие погрешности 15 % объясняется тем, что в ходе эксперимента использованы болтовые соединения, которые не предполагают абсолютно неподвижной фиксации, в то время как предварительные расчеты велись исходя из того, что в конструкции предполагались фиксированные узлы. Кроме того, для расчетов был взят диаметр стержня 6 мм, в то время как расчетная экспериментальная модель состояла из стержней меньшего диаметра (5.97 мм). Данные также могут отличаться по причине перепада температур, поскольку используемые тензорезисторы чрезвычайно чувствительны к температуре. При проведении тарировки температура воздуха была равна 20 °C, при проведении эксперимента – 18 °C. Использованная в данной работе методика расчета может быть применена для разработки купольных крыш, поскольку она обеспечивает достаточно точный результат и по итогам проведенных испытаний конструкции структурной крыши, оценки ее прочности и устойчивости можно говорить о том, что разработанная структурная купольная крыша применима в дальнейшем для перекрытия крупных нефтяных резервуаров.

Глава 7 Понтоны для вертикальных стальных резервуаров

7.1 Конструкции pontonov

Эффективным средством сокращения потерь углеводородного сырья от испарения из резервуаров и сохранения его качества является использование pontonov [46]. Конструктивные схемы pontonov представлены на рисунке 7.1.

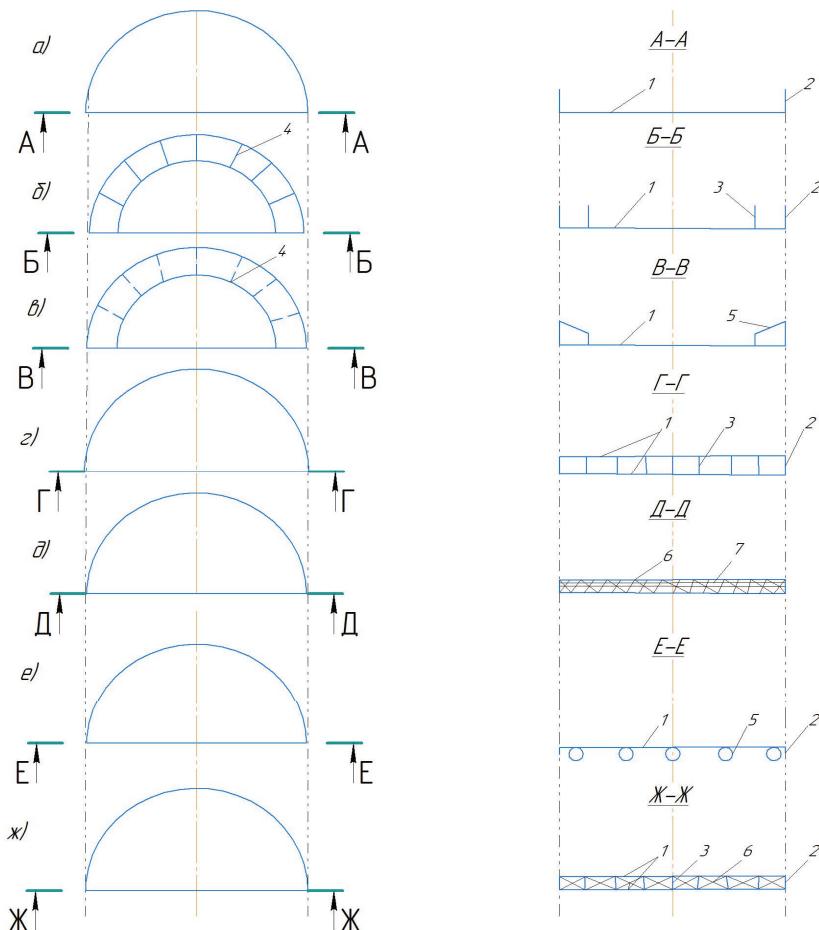


Рисунок 7.1 – Конструктивные схемы pontonov:

1 – дека, 2 – борт, 3, 4 – переборка, 5 – поплавок, 6 – пенополиуретан, 7 – сетка армирующая, 8 – настил, 9 – каркас, 10 – блок

На рисунке 7.1 а, б, в, г представлены схемы стальных понтонов, они широко применялись в нашей стране до середины 80-х годов прошлого века. Недостатком таких конструкций являлась их низкая надежность, т. к. сталь подвергалась интенсивной коррозии в углеводородной среде и понтоны тонули. Кроме того, при пожаре в резервуаре понтон препятствовал тушению огня, под затонувшим понтоном часто образовывался закрытый объем, не досягаемый для средств тушения.

На смену стальным понтонам пришли понтоны из вспененных синтетических материалов (понтоны из пенополиуретана, рисунок 7.1д). Понтон из напыленного жесткого пенополиуретана армировался стеклосеткой с размером ячейки 40–50 мм. Преимущества понтона заключалось в том, что понтон был легким (плотность 40–50 кг/м³), это обеспечивало хорошую плавучесть, пенополиуретаны стойки в углеводородных средах (нефть, бензин). К недостаткам таких понтонов можно отнести следующее: производство понтонов из пенополиуретана возможно только при положительных температурах не ниже +10 °C, при меньшей температуре материал плохо вспенивается, его структура не образует закрытых, заполненных газом пор. При погружении такого материала в бензин он быстро насыщается жидкостью.

Следующим шагом в развитии конструкций понтонов является освоение понтонов из алюминиевых сплавов. В начале 90-х годов в России были спроектированы и было освоено производство понтонов из алюминиевых сплавов. На рисунке 7.1е представлена схема понтона из алюминиевых сплавов поплавкового типа. Плавучесть понтона обеспечивается полыми герметичными поплавками в виде труб диаметром 220–250 мм, изготовленных из листа сплава АМг3. Несущие балки изготовлены из сплава АД31. К преимуществам таких понтонов можно отнести: алюминий стоек в углеводородных средах (не поддается коррозии), производство деталей и узлов производится на заводе-изготовителе, это позволяет обеспечить высокое качество с низкими трудовыми затратами. Сборка понтона производится в резервуаре, детали и узлы крепятся между собой болтовыми соединениями. К недостаткам таких конструкций

можно отнести недостаточную их способность защиты окружающей среды от выбросов углеводородного сырья. Потеря углеводородного сырья от испарения из резервуара с поплавковым понтоном объясняется наличием поверхности жидкости между поплавками, испарением жидкости до образования давления в газовой среде до силы, способной открыть клапан, при этом через клапан сбрасывается избыточное давление, клапан закрывается. Так, периодически из резервуара выбрасывается порция углеводородного сырья в виде газовой фракции. При этом происходит не только потеря продукта от испарения, но и загрязнение окружающей среды.

Естественным развитием в резервуаростроении является полноконтактный алюминиевый понтон (рисунок 7.1ж). Конструкция понтона закрывает всю поверхность жидкости – это является основным преимуществом данного вида понтонов.

Конструктивно понтоны (внутренние плавающие крыши) и наружные плавающие крыши подобны. Однако понтоны сооружают в резервуарах со стационарным покрытием, они имеют меньшую массу, т. к. временные внешние нагрузки и воздействия принимают на себя стационарные покрытия. Отсутствие атмосферных осадков на поверхности понтона исключает необходимость устройства системы водоспуска, имеющейся у резервуаров с плавающей крышей.

Понтоны из пенополиуретана. В 1980-х годах в России были разработаны понтоны для стальных вертикальных резервуаров вместимостью до 20 000 м³ (рисунок 7.2). Понтон из пенополиуретана предназначен для сокращения потерь нефти и нефтепродуктов от испарения в резервуарах типа РВС. Благодаря низкой плотности пенополиуретана понтоны практически непотопляемы, что подтверждается опытом эксплуатации их в резервуарах нефтеперерабатывающих заводов и нефте баз (таблица 7.1).

Армирование понтона стеклосеткой обеспечивает требуемую прочность и жесткость. Поверхность понтона покрыта паровлагонепроницаемым электропроводящим материалом. Для отвода статического электричества понтон заземлен. В нижнем положении понтон находится на опоре высотой 1,8 м от днища.

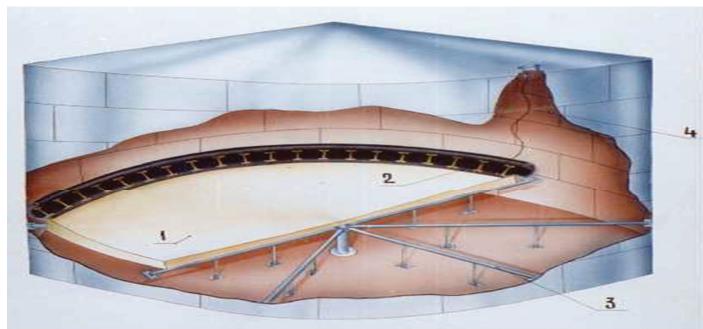


Рисунок 7.2 – Понтон из армированного пенополиуретана:

1 – понтон, 2 – затвор, 3 – опора, 4 – кабель заземления

Таблица 7.1 – Основные параметры и характеристики понтона из ППУ

№	Параметры понтона	Показатели понтона по типоразмерам диаметра резервуара			
		15,18	22,8	34,2	45,6
1	Диаметр, м	14,8	22,4	33,8	45,2
2	Номинальный зазор между понтоном и стенкой резервуара, мм	150-200	150-200	150-200	150-200
3	Коэффициент запаса плавучести	2,1	2,1	2,1	2,1
4	Тип уплотнителя	Мягкий	Мягкий	Мягкий	Мягкий
5	Высота просвета под понтоном, не менее, м	1,8	1,8	1,8	1,8
9	Масса, кг	3550	7400	14200	2770
10	Сокращение потерь от испарения, %	До 95 %			

Понтон монтировался как во вновь строящихся, так и в находящихся в эксплуатации резервуарах объемом от 1000 до 20 000 м³.

Понтоны из алюминиевых сплавов. Понтоны из алюминиевых сплавов разделяют на два вида: понтоны поплавковые и понтоны блочные.

После августа 1998 года в России изменилось соотношение цен на алюминий и энергоресурсы, что позволяет более широко использовать алюминиевые сплавы как конструкционный материал в строительстве. Так, технико-экономическое сравнение понтонов из алюминиевых сплавов и стальных с антикоррозионным покрытием показало преимущество первых.

Стратегия технического развития нефтяной и нефтеперерабатывающей отраслей промышленности предусматривает дальнейшее сокращение потерь нефти от испарения. Потребность в оснащении резервуаров pontonами в период 2000–2010 гг. составляла не менее 50 шт./год. Таким образом, актуальной задачей являлось создание отечественного производства pontонов из алюминиевых сплавов.

В качестве средства для сокращения потерь из резервуаров наиболее широкое применение за рубежом получили внутренние плавающие крыши (понтоны) из алюминиевых сплавов. Фирмы «Ультрафлоут», «Ваконодек», «Прематехник» и другие уже более пятнадцати лет поставляют алюминиевые pontоны во все континенты мира, в том числе и в Россию. Оригинальные инженерные решения позволили максимально сократить массу pontона, что очень важно при высокой стоимости алюминия. Так, масса pontона для РВС 5000 м³ – около двух тонн или 5 кг/м². Стоимость алюминиевого pontона на заводе-изготовителе колеблется около 150 USD/м², к этой стоимости необходимо добавить страховку при перевозке до границы, НДС, таможенные и транспортные расходы, а также стоимость монтажа. Таким образом, начальная стоимость изделия удвоится.

Однако при оценке изделия следует учитывать соотношение цены и качества. В виде характеристики качества можно принять, что срок службы алюминиевого pontона не менее 40 лет. Кроме того, специалисты фирмы «Ультрафлоут» считают, что установка pontона в стандартный резервуар диаметром 45,6 м для хранения бензина позволяет сэкономить около 1000 м³ продукта в год. Таким образом, окупаемость средств, вложенных в строительство алюминиевого pontона для резервуара с бензином, не превышает одного года.

До последнего времени алюминий в народном хозяйстве России применялся ограниченно ввиду его высокой стоимости. Для изготовления pontонов отечественные резервуаростроители широко применяли малоуглеродистые стали и пенополиуретаны.

Нами, по заданию Верхневолжских магистральных нефтепроводов спроектирован, изготовлен и смонтирован на НПС «Рязань» первый отечественный ponton из алюминиевых сплавов в стальном вертикальном резервуаре вместимостью 10 000 м³.

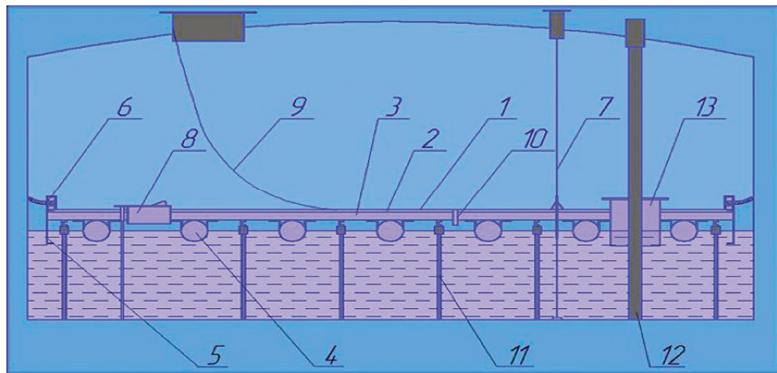


Рисунок 7.3 – Схема резервуара с pontоном поплавковым «Альфон»:

- 1 – настил, 2,3 – балки несущие продольные и поперечные (соответственно),
4 – поплавки, 5 – бортовой лист (юбка), 6 – затвор уплотняющий,
7 – устройство противоповоротное, 8 – клапан предохранительный,
совмещенный с люком-лазом, 9 – кабель заземления, 10 – устройство
дренажное, 11 – стойки опорные, 12 – труба технологическая,
13 – кожух с затвором

Поплавковый ponton [127] (рисунок 7.3) состоит из настила 1, выполненного из лент шириной 1,5 м, соединенных между собой внахлест верхней 2 и нижней 3 балками. К нижним балкам хомутами прикреплены герметичные поплавки 4 диаметром 220 мм. Диаметр поплавка определен из расчета двукратного запаса плавучести. Таким образом, поплавок погружается в нефть на 50 % от диаметра. По периметру pontона установлен бортик 5, который погружен в жидкость и является гидрозатвором. К бортику 5 прикреплен

уплотняющий затвор 6, который способен перекрыть зазор между понтоном и стенкой резервуара 200 ± 100 мм.

Температурный интервал эксплуатации от -40 до + 40 °С. Затвор (рисунок 7.4) представляет собой ленту из вспененной пластмассы шириной 350 мм с переменной жесткостью по сечению. Это позволяет обеспечить плотное прижатие затвора к стенке резервуара и надежное копирование всех отклонений стенки от проектного положения в рамках допуска. Совместно с ВНИИПО (г. Балашиха) были проведены испытания такого затвора на пожарную безопасность и даны рекомендации на применение затворов в резервуарах для хранения нефти и нефтепродуктов. Госгортехнадзором России выдано разрешение на серийное производство затворов мягкого типа ЗМП-1.

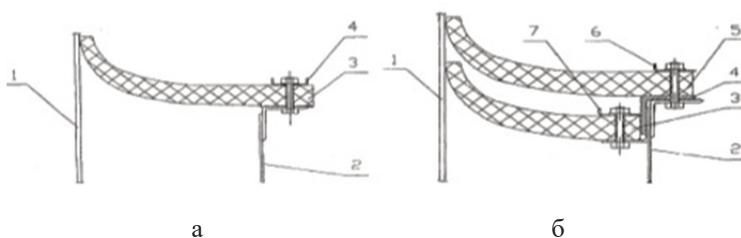


Рисунок 7.4 – Уплотняющий затвор ЗМП:

- a) Затвор ЗМП-1: 1 – стенка резервуара, 2 – понтон, 3 – уплотнитель, 4 – планка прижимная;
- б) Затвор ЗМП-2: 1 – стенка резервуара, 2 – понтон, 3 – уплотнитель нижний, 4 – подвеска, 5 – уплотнитель верхний, 6 – прижимная пластина верхняя

Понтон (таблица 7.2) оснащен двумя противоворотными тросами 7 диаметром 6,4 мм, выполненными из нержавеющей стали, клапаном 8, который одновременно является и люком-лазом, и кабелем 9 для снятия электростатических зарядов.

Таблица 7.2 – Основные параметры поплавкового понтонов «Альпон»

№	Параметры понтонов	Показатели понтонов по типоразмерам диаметра резервуара			
		20,9	22,8	34,2	45,6
1	Диаметр, м	20,52	22,4	33,8	45,2
2	Номинальный зазор между понтоном и стенкой резервуара, мм	200	200	200	200
3	Запас плавучести, не менее, %	100	100	100	100
4	Плавучесть, не менее, %	200	200	200	200
5	Тип уплотнителя	мягкий	мягкий	мягкий	мягкий
6	Диаметр поплавков, мм	220	220	220	220
7	Общая длина поплавков, м	148	181	360	620
8	Высота просвета под понтоном, не менее, м	1,8	1,8	1,8	1,8
9	Масса, кг	1800	2050	4150	8000
10	Сокращение потерь от испарения, %	До 97 %			

В практике эксплуатации понтонов были случаи, когда в резервуар вместе с нефтью попадали газовоздушные пробки, что приводило к выбросам нефти на понтон. С целью сброса нефти с ковра понтона установлены дренажные патрубки 10, которые погружены в нефть на глубину, обеспечивающую гидрозатвор.

В нижнем положении понтон опирается на стационарную опору 11 из углеродистой стали, приваренную к днищу резервуара, в качестве опоры могут быть применены опорные стойки. Техническое решение по конструкции опоры нами было принято на основании опыта эксплуатации нефтяных резервуаров с учетом прогноза накопления твердых отложений на днище. Известно, что твердые парафинистые отложения неравномерно распределены на днище резервуара и достигают высоты более одного метра. Специалистами «Верхневолжскнефтепровод» были высказаны сомнения относительно надежной работы понтонов в резервуаре с нефтью с учетом накопления твердых осадков. После чего было принято решение о том, что в нефтяных резервуарах вместо опорных стоек целесообразно применять стационарную опору.

Данный резервуар был оснащен трубами 12 для отбора средней пробы и устройства уровнемера, поэтому вокруг стоек были установлены уплотняющие затворы 13.

Перед изготовлением понтонов производили диагностику резервуара с определением истинной геометрии корпуса резервуара. В проекте понтонов были учтены местные отклонения стенки от номинальных размеров. Монтаж производила бригада из четырех человек в течение месяца. Однако после получения бригадой навыков можно значительно сократить время монтажа понтонов. Детали понтонов не велики по размерам, поэтому их подавали в резервуар через люк-лаз первого пояса. Сборку понтонов производили с помощью метизов из нержавеющей стали с применением пневматического инструмента.

Ремонтопригодность понтонов обеспечена возможностью демонтажа любой детали с последующей ее заменой либо ремонтом. Герметичность поплавков, обеспечивающих плавучесть понтонов, проверялась на заводе-изготовителе, однако после монтажа можно проверить герметичность любого поплавка путем подачи воздуха в поплавок через штуцер, вваренный выше ватерлинии в торцевую поверхность поплавка. Через этот штуцер можно также пропарить поплавок перед его ремонтом.

Испытание понтонов на плавучесть проводили совместно с гидравлическим испытанием резервуара после ремонта путем залива воды в резервуар с постоянным наблюдением за перемещением понтонов. Испытание плотности соединений настила производили выборочно методом керосиновой пробы. Приемочная комиссия проверила соответствие понтонов проекту и техническому заданию и установила, что отечественный понтон по техническим показателям не уступает импортному.

Экономическая эффективность понтонов, смонтированных в резервуаре вместимостью $V = 10000 \text{ м}^3$ на НПС «Рязань» составила:

$$\mathcal{E} = 0,8 \rho (V * O) * H * C * \mathcal{L} \approx 700 \text{ тыс. руб. /год}, \quad (7.1)$$

где V – объем резервуара, м^3 ;

O – коэффициент заполнения резервуара;

ρ – плотность нефти, $\rho = 850 \text{ кг/м}^3$;

H – оборачиваемость, принято 100 циклов / год;

H – норма потерь нефти от испарения из резервуара без pontона;

$H = 0,35 \text{ кг / тн};$

C – сокращение потерь от испарения в резервуаре с pontоном, $C = 95 \%$;

\mathcal{L} – цена нефти, принятая $\mathcal{L} = 3000 \text{ руб./тн.}$

На изготовление и монтаж pontона Верхневолжские магистральные нефтепроводы затратили с учетом НДС 1 483 500 руб. Следовательно, окупаемость затрат на устройство pontона в резервуаре для хранения нефти составляет около двух лет.

Таким образом, установлено, что качество pontона из алюминиевых сплавов отечественного производства не уступает зарубежным аналогам, а цена значительно ниже импортных.

Pontons алюминиевые блочные полноконтактные. Pontоны алюминиевые блочные «Альпон» [129, 130] (рисунок 7.5) разработаны в ЗАО «Нефтемонтаждиагностика» (г. Уфа) в 2014 году. Ponton является сборно-разборной конструкцией, собираемой на месте монтажа. Любая его часть может быть демонтирована и смонтирована без применения огневых работ, что обеспечивает высокую его ремонтопригодность. Ponton предназначен для сокращения потерь углеводородного сырья от испарения в вертикальных стальных резервуарах. Эффективность использования pontонов определяют по формуле

$$\mathcal{E} = (1 - Q_{\Pi} / Q_{БП}) * 100\%, \quad (7.2)$$

где Q_{Π} – потери от испарения в резервуаре, оснащенном pontоном;

$Q_{БП}$ – потери от испарения в резервуаре без pontона.

Величины Q_{Π} и $Q_{БП}$ определяют согласно РД 153-39-019-97.

В нашем случае эффективность составляет 97–99 %. Ponton монтируют в резервуарах вместимостью от 100 до 50 000 м³ и железобетонных резервуарах вместимостью от 1000 до 30 000 м³ включительно.

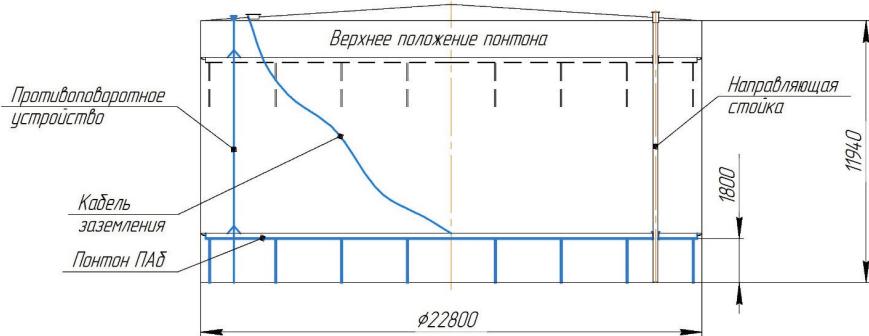


Рисунок 7.5 – Схема размещения понтона ПАб в резервуаре

Понтон представляет собой конструкцию, плавающую в процессе эксплуатации резервуара на поверхности жидкости. В результате перекрытия поверхности продукта понтон сокращает потери от испарения нефти и нефтепродуктов. Габариты сборочных элементов понтона обеспечивают возможность подачи их для монтажа внутрь резервуара через овальный люк-лаз первого пояса размером 600*900 мм. Несущую способность понтона обеспечивают балки продольные и поперечные. Плавучесть понтона обеспечивают блоки понтона, заполненные жестким пенополиуретаном с закрытыми порами, плотностью $\rho = 50 \text{ кг}/\text{м}^3$.

Стойки опорные понтона могут быть стационарными, плавающими вместе с понтоном или плавающими вместе с понтоном переменной высоты. Высота стоек определяется заказчиком. Конструкция стоек при эксплуатации понтона обеспечивает зазор не менее 100 мм между нижней точкой понтона и оборудованием на днище и в первом поясе резервуара. Для предотвращения контакта стоек, расположенных по периферии с конструкциями крыши, используют стойки разборной конструкции либо комплект парных стоек: для монтажа, ремонта и укороченные для эксплуатации.

Для исключения вращения понтонов применяют противоповоротные устройства в виде вертикально натянутых тросов из нержавеющей стали или по требованию заказчика в виде направляющих (технологических) труб.

Люк-лаз в понтоне имеет размеры не менее 600*600 мм и позволяет осуществлять вентиляцию и доступ персонала на (под) понтон, а также выполняет функцию предохранительного клапана, не допускающего образования вакуума и избыточного давления под понтоном при нахождении его на опорных стойках.

Устройства дренажные обеспечивают отвод продукта и воды (конденсата) с поверхности понтонов в подпонтонное пространство.

При наличии в резервуаре вертикальных технологических труб понтон оборудуется затворами кожуха, которые выполнены в виде патрубка на понтоне с уплотняющим затвором между патрубком и трубой.

Для перекрытия зазора между понтоном и стенкой резервуара на понтон устанавливают затвор уплотняющий, который может быть мягкого или комбинированного типа. Конструкция затвора должна обеспечивать перекрытие зазора от 100 до 300 мм.

По требованию заказчика понтон в зоне затвора по периметру может быть оснащен кольцевым барьером для удержания пены.

Понтон должен быть заземлен на корпус резервуара, не допускается накопление статических зарядов на поверхностях понтонов. Все токопроводящие части понтонов должны быть электрически взаимосвязаны. Измерение сопротивления заземляющих устройств должно проводиться до заполнения резервуара водой. Допустимое сопротивление заземляющего устройства, предназначенного для защиты понтонов от статического электричества, должно быть не более 100 Ом. Переходное сопротивление контактов болтовых разъемных соединений в месте присоединения кабеля заземления должно быть не более 0,05 Ом. Основные технические характеристики представлены в таблице 7.3.

Таблица 7.3 – Техническая характеристика понтонов ПАБ «Альпон»

№ п/п	Параметры	Показатели
1	Температура окружающей среды, °C	-60...+40
2	Температура продукта, °C, не выше	+50
3	Температура при пропаривании резервуара, °C, не выше	+110
4	Высота понтонов со стойками над уровнем жидкости, мм	292
5	Толщина алюминиевого листа обшивки блока, мм	0,6
6	Толщина пенополиуретана, мм	40
7	Размеры блока, см	350*80*4,12
8	Тип уплотняющего затвора	ЗМП, УЗП
9	Расчетная нагрузка (50 мм вод. столба, либо 4 человека), кН	4
10	Запас плавучести, %, не менее	100
11	Удельная масса понтонов, кг/м ²	11,8
12	Номинальный зазор между понтоном и стенкой резервуара, мм	200
13	Зазор между понтоном и днищем резервуара, м (в зависимости от размещения оборудования первого пояса резервуара и требования заказчика)	0,9 – 2,4
14	Срок службы, лет, не менее	20
15	Межремонтный период, лет, не менее	10

Понтон обладает следующими преимуществами:

- понтон непотопляем за счет закрытых алюминиевых блоков, заполненных жестким пенополиуретаном с закрытыми порами;
- понтон обладает достаточной прочностью;
- понтон обеспечивает максимальное сокращение потерь от испарения углеводородного сырья из резервуара за счет отсутствия газового пространства между настилом и поверхностью жидкости;
- понтон обладает повышенной пожарной безопасностью за счет отсутствия поверхности испарения.

Требования живучести

Понтон относится к изделиям конкретного назначения, собираемым на месте эксплуатации. Предельными состояниями понтона считаются:

- снижение запаса плавучести менее 100 %;
- коррозия более 0,3 от толщины настила, элементов каркаса, опорных стоек;
- развитие трещины настила понтона;
- деформация несущих балок, блоков и стоек;

- нарушение целостности понтонов;
- нарушение целостности затвора.

Отказом понтонов считается:

- разрушение несущих балок, блоков, опорных стоек;
- разрушение узлов и деталей, обеспечивающих плавучесть и герметичность понтонов;
- заклинивание понтонов;
- выход из строя предохранительного клапана;
- разрушение крепления затвора к понтону.

7.2 Расчет алюминиевого блочного полноконтактного понтона

Устройство и принцип работы понтонов. Понтон алюминиевый блочный полноконтактный «Альпон» (далее понтон ПАБ) предназначен для установки в вертикальных стальных резервуарах с целью сокращения потерь нефти и нефтепродуктов от испарения [86].

Понтон ПАБ представляет собой конструкцию, в процессе эксплуатации плавающую на поверхности продукта. Плавучесть понтонов ПАБ обеспечивают блоки понтонов с наполнителем из пенополиуретана. Основные блоки понтонов взаимозаменяемы.

Понтон ПАБ является изделием сборно-разборной конструкции, собираемым на месте эксплуатации. Любая его часть может быть демонтирована и смонтирована без применения огневых работ, а габариты сборочных элементов обеспечивают возможность подачи их для монтажа внутрь резервуаров через овальные люки-лазы размерами 600x900 мм, расположенные в стенке резервуара, что обеспечивает высокую степень ремонтопригодности понтонов ПАБ.

Опорные стойки понтонов ПАБ – плавающие вместе с понтоном переменной высоты. Для увеличения полезного объема резервуара и обеспечения

максимального взлива продукта по периферии используется комплект парных периферийных стоек – для монтажа и ремонта и для эксплуатации.

Для исключения вращения понтонов ПАб применяются противоповоротные устройства в виде вертикально натянутых тросов или, по требованию заказчика, в виде направляющих стоек.

Электрическая связь понтонов ПАб с металлическим корпусом резервуара выполнена тремя кабелями заземления из нержавеющего троса.

Люк-лаз понтонов имеет размер не менее 600x600 мм, позволяющий осуществлять вентиляцию и доступ персонала под (на) понтон, а также выполняет функцию предохранительного клапана, не допускающего образования вакуума и избыточного давления под понтоном при нахождении его на опорных стойках.

При наличии в резервуаре направляющих стоек понтон ПАб оборудуется затворами кожухов, которые выполнены в виде патрубков на понтоне с уплотнением зазора между патрубками и направляющими.

Для перекрытия зазора между понтоном ПАб и стенкой резервуара на понтоне установлен затвор уплотняющий, который может быть мягкого или комбинированного типа. Конструкция затвора обеспечивает перекрытие зазора между понтоном и стенкой резервуара от 100 до 300 мм.

Блоки понтонов оборудуются дренажными устройствами, обеспечивающими отвод продукта с поверхности понтонов в (под) понтонное пространство.

Геометрические характеристики конструкции. Произведем расчет понтонов ПАб для резервуара РВСП-5000 диаметром 22,8 м., основные параметры приведены в таблице 7.4.

Таблица 7.4 – Технические характеристики понтонов ПАб

№ п/п	Параметр	Значение
1	Диаметр резервуара, мм	22800,0
2	Диаметр понтонов без затвора, мм	22400,0
3	Толщина блока понтонов, мм	60,0
4	Высота понтонов с затвором без стоек, мм	340,0

Описание расчетной схемы. Напряженно-деформированное состояние несущих элементов понтонов определяется их пространственной работой [62]. Для моделирования работы таких конструкций наиболее приемлемым является метод конечных элементов (МКЭ). Расчет конструкции понтонов производится при помощи программного комплекса StructureCAD (Сертификат соответствия № РОСС RU.CP15. H00146), реализующего данный метод.

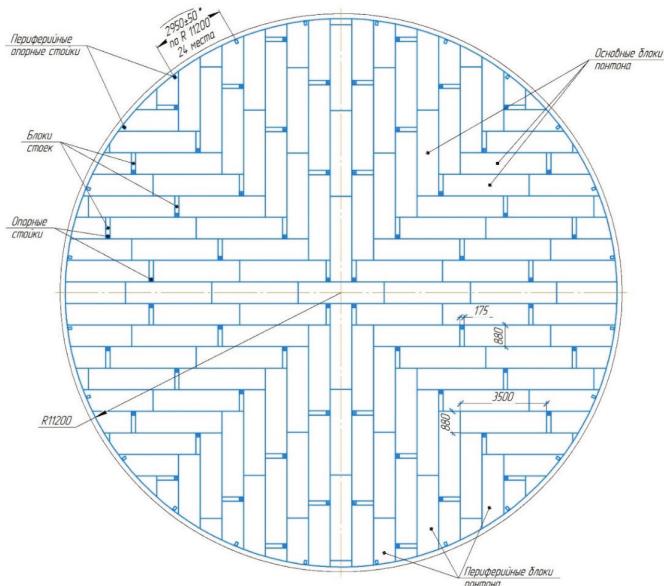


Рисунок 7.6 – Общий вид понтона ПАб

Каркас понтонов представляет собой пространственную систему, состоящую из набора стержней, пластин и объемных элементов (рисунок 7.6). Соединение стержней между собой в узлах жесткое. Пластинами и объемными элементами моделируются панели понтонов, представляющие собой два алюминиевых листа толщиной 0,6 мм с заполнением пространства между ними пенополиуретаном. Панели закрепляются к стержням каркаса понтонов. Опорой понтонов являются опорные стержни в виде труб диаметром 42 мм. На рисунке 7.7 представлена расчетная модель понтона ПАб.

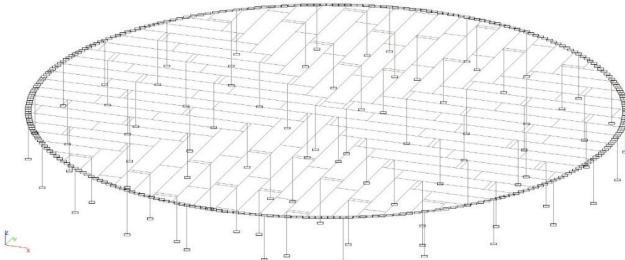


Рисунок 7.7 – Расчетная модель понтона

Сбор нагрузок на понтон ПАб. Расчетные сочетания нагрузок на понтон принимаем в соответствии с п. 6.1.9.16 ГОСТ 31385-2016.

Таблица 7.5 – Расчетные сочетания нагрузок на понтон ПАб

Номер сочетания	Расчетное сочетание нагрузок	Положение понтона
1	Двойной собственный вес	Плавающее
2	Собственный вес и 0,24 кПа равномерно распределенной нагрузки	Плавающее
3	Собственный вес и 2,0 кН на 0,1 м ² в любом месте понтона	Плавающее
4	Собственный вес и воздействие газовоздушной подушки на площади не менее 10 % площади понтона (плотность газовоздушной фракции не более 0,3 т/м ³)	Плавающее
5	Собственный вес и 2,0 кН на 0,1 м ² в любом месте понтона	На опорах
6	Собственный вес и 0,24 кПа равномерно распределенной нагрузки	На опорах

Таблица 7.6 – Расчетные сочетания нагрузок

№ п/п	Вид сочетания	Положение понтона	Номер сочетания по таблице 7.5
1	2*СВпонтон+2*СВзатвор	плавающее	1
2	СВпонтон+СВзатвор+СТ	плавающее	-
3	СВпонтон+СВзатвор+PPH	плавающее	2
4	СВпонтон+СВзатвор+CH	плавающее	3
5	СВпонтон+СВзатвор (газовоздушная подушка)	плавающее	4
6	СВпонтон+СВзатвор+CH	на опорах	5
7	СВ понтон+СВ затвор +PPH	на опорах	6

Приняты следующие сокращенные обозначения нагрузок:

1. Собственный вес элементов понтона (СВ понтон)
2. Собственный вес уплотняющего затвора (СВ затвор)
3. Сила трения затвора о стенку резервуара (СТ)
4. Равномерно распределенная нагрузка 0,24 кПа (PPH)
5. Сосредоточенная нагрузка 2,0 кН на 0,1 м² (CH)

Собственный вес понтона в виде равнораспределенной нагрузки при максимальном весе понтона без уплотняющего затвора 4407 кг получаем $4407/394,1=11,19 \text{ кг/м}^2$.

Расчет прочности стержневых элементов понтона. Проверку прочности стержневых элементов понтона проведем в соответствии с п. 7.4.1 СП 128.13330.2016. Расчет произведем для трех групп элементов, отличающихся поперечными сечениями:

- несущие стержни каркаса понтона (в расчетной схеме представлены сдвоенными прессованными профилями блока понтона);
- несущие стержни опорных стоек понтона (прессованные трубы 42*2 из алюминиевых сплавов);
- несущие стержни юбки понтона.

Расчет прочности стержневых элементов, подверженных действию осевой силы с изгибом произведен по формуле [161]

$$\left(\frac{N}{A_n} \pm \frac{M_y}{I_{yn}} z \pm \frac{M_z}{I_{zn}} y \right) / R \leq 1 , \quad (7.3)$$

где y, z – координаты рассматриваемой точки сечения относительно его главных осей.

Таблица 7.7 – Характеристики несущих стержней каркаса понтона

	Первая группа сечений	Вторая группа сечений	Третья группа сечений
Высота сечения, см	8,0	4,2	29,2
Ширина сечения, см	4,5	4,2	11,0
Площадь поперечного сечения, см^2	6,009	2,513	13,588
Момент инерции относительно центральной оси Y, см^4	41,822	5,039	781,885
Момент инерции относительно центральной оси Z, см^4	10,555	5,039	67,96

Временное сопротивление материала профиля (АД31Т1), МПа	196,0	215,0	185,0
Предел текучести материала профиля (АД31Т1), МПа	147,0	160,0	80,0

В таблице 7.8 приведены максимальные продольные усилия, возникающие в стержневых элементах понтонов, для расчетных сочетаний нагрузок.

Таблица 7.8 – Максимальные продольные усилия в стержневых элементах понтонов

№	Расчетное сочетание нагрузок	Продольные усилия в стержнях первой группы, т	Продольные усилия в стержнях второй группы, т	Продольные усилия в стержнях третьей группы, т
1	2*СВпонтон+2*СВзатвор	0,06	0	0
2	СВпонтон+СВзатвор+СТ	0,06	0	0
3	СВпонтон+СВзатвор+PPH	0,03	0	0
4	СВпонтон+СВзатвор+CH	0,21	0	0
5	СВпонтон+СВзатвор	0,09	0	0
6	СВпонтон+СВзатвор+CH	0,32	0,25	0
7	СВпонтон+СВзатвор+PPH	0,35	0,32	0

Допускаемые напряжения с учетом коэффициента условий работы 0,9 и коэффициента надежности по ответственности 1,1 для стержней первой группы $196/1,1/1,45/1,1*0,9=100,5$ МПа, для стержней второй группы $215/1,1/1,45/1,1*0,9=110,2$ МПа, для элементов третьей группы $80/1,1/1,1*0,9=59,5$ МПа (коэффициенты 1,1 и 1,45 – переход от нормативных сопротивлений к расчетным). Результаты расчета прочности стержневых элементов понтонов приведены в таблице 7.9.

Расчет устойчивости стержневых элементов понтонов. Проверку устойчивости стержневых элементов понтонов проведем в соответствии с п. 7.4 [161] (стержни, подверженные сжатию и изгибу в двух главных плоскостях). Расчет произведем для трех групп элементов, отличающихся поперечными сечениями.

Таблица 7.9 – Результаты расчета прочности стержневых элементов понтонса

№	Расчетное сочетание нагрузок	Расчетное напряжение в стержнях первой группы, МПа (допускаемое 100,5 МПа)	Расчетное напряжение в стержнях второй группы, МПа (допускаемое 110,2 МПа)	Расчетное напряжение в стержнях третьей группы, МПа (допускаемое 59,5 МПа)
1	2*СВпонтон+2*СВзатвор	6,4	0	1,5
2	СВпонтон+СВзатвор+СТ	6,5	0	1,7
3	СВпонтон+СВзатвор+PPH	2,9	0	0,8
4	СВпонтон+СВзатвор+СН	56,7	0	15,3
5	СВпонтон+СВзатвор	7,23	0	1,0
6	СВпонтон+СВзатвор+СН	72,1	39,2	10,8
7	СВпонтон+СВзатвор+PPH	74,8	49,5	5,5

Расчет на устойчивость сжато-изгибающихся элементов постоянного сечения в плоскости действия момента, совпадающей с плоскостью симметрии, следует выполнять по формуле $N / (\varphi_c AR) \leq 1$, где φ_c – определяем по таблице Е.1 [161]. В таблице 7.10 представлены результаты расчета стержневых элементов на устойчивость.

Таблица 7.10 – Результаты расчета устойчивости стержневых элементов понтонса

№	Расчетное сочетание нагрузок	Коэффициент устойчивости для стержней первой группы	Коэффициент устойчивости для стержней второй группы	Коэффициент устойчивости для стержней третьей группы
1	2*СВпонтон+2*СВзатвор	0,11	-	-
2	СВпонтон+СВзатвор+СТ	0,23	-	-
3	СВпонтон+СВзатвор+PPH	0,06	-	-
4	СВпонтон+СВзатвор+СН	0,54	-	-
5	СВпонтон+СВзатвор	0,11	-	-
6	СВпонтон+СВзатвор+СН	0,84	0,76	-
7	СВпонтон+СВзатвор+PPH	0,93	0,85	-

Определение максимальных перемещений конструкций понтонса под действием расчетных сочетаний нагрузок. Максимальные перемещения конструкций понтонса для различных сочетаний нагрузок приведены в таблице 7.11.

Таблица 7.11 – Перемещения конструкций понтонов

№	Вид сочетания	Положение понтона	Номер сочетания по ОТТ	Перемещения, мм
1	2*СВпонтон+2*СВзатвор	плавающее	1	45,35
2	СВпонтон+СВзатвор+СТ	плавающее	-	33,54
3	СВпонтон+СВзатвор+PPH	плавающее	2	57,63
4	СВпонтон+СВзатвор+CH	плавающее	3	55,0
5	СВпонтон+СВзатвор	плавающее	4	30,37
6	СВпонтон+СВзатвор+CH	на опорах	5	27,69
7	СВпонтон+СВзатвор+PPH	на опорах	6	20,1

Определение погружения понтонов аналитическим методом. Согласно закону Архимеда, на понтон, погруженный в жидкость, действует выталкивающая сила, равная весу объема жидкости, вытесненного частью понтона, погруженной в жидкость. Следовательно, получаем

$$\rho_{\text{жид}} V_{\text{погр}} g = \rho_{\text{понт}} V_{\text{понт}} g, \quad (7.4)$$

где $\rho_{\text{жид}}$ – плотность жидкости, 700 кг/м³;

$V_{\text{погр}}$ – объем погруженной в жидкость части понтона, м³;

g – ускорение свободного падения, 9,81 м/с²;

$\rho_{\text{понт}}$ – плотность понтона, кг/м³;

$V_{\text{понт}}$ – объем понтона, м³.

На рисунке 7.8 приведена деформированная схема понтонов для сочетания нагрузок СВ понтон + СВ затвор + PPH.

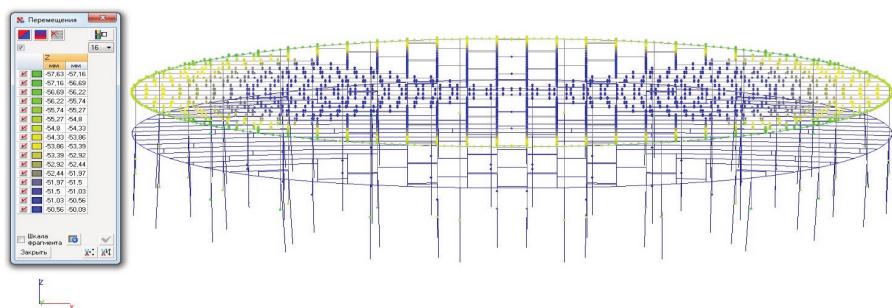


Рисунок 7.8 – Деформированная расчетная схема понтонов для сочетания нагрузок СВ понтон + СВ затвор + PPH

После преобразования получаем

$$\rho_{\text{жид}} V_{\text{погр}} = \rho_{\text{понт}} V_{\text{понт}},$$

$$\rho_{\text{жид}} S h_{\text{погр}} = \rho_{\text{понт}} S h_{\text{понт}}, \quad (7.5)$$

где S – площадь понтона, м^2 ;

$h_{\text{погр}}$ – высота погруженной в жидкость части понтона, м;

$h_{\text{понт}}$ – высота понтона, м.

Соответственно, высоту погруженной в жидкость части понтона получаем

$$h_{\text{погр}} = \frac{\rho_{\text{понт}} \cdot h_{\text{понт}}}{\rho_{\text{жид}}}.$$

В свою очередь, также произведен расчет погружения понтона для сочетаний нагрузок СВ понтон и СВ понтон + РРН методом конечных элементов при помощи программного комплекса Structure CAD [92].

Результаты расчетов погружения понтона для сочетаний нагрузок СВ понтон и СВ понтон + РРН приведены в таблице 7.12.

Таблица 7.12 – Расчет погружения понтона

№	Вид сочетания	Высота короба понтона, мм	Вес понтона, кг/м ²	Равномерно-распределенная нагрузка, Па	Приведенная плотность понтона, кг/м ³	Расчетное погружение, аналитический метод, мм	Расчетное погружение, численный метод, мм
1	СВпонтон	60	11,19	0	186,5	15,99	15,98
2	СВпонтон+РРН	60	11,19	240,0	594,25	50,94	50,94

Выводы

1. Прочность и устойчивость стержневых несущих элементов понтона обеспечена.
2. Понтон обеспечивает условие плавучести при расчетных нагрузках.
3. Погружения понтона, полученные при помощи программного комплекса Structure CAD для равнораспределенных нагрузок, соответствуют значениям, полученным аналитическим методом с погрешностью не более 1 %.

7.3 Монтаж полноконтактного понтона

При проведении монтажных работ необходимо руководствоваться ППР и инструкцией на монтаж понтонов, разработанной на конкретный резервуар, а также следующими документами:

– монтажный чертеж (МЧ) на понтон алюминиевый блочный;

– СП 48.13330.2011 Организация строительства;

– СНиП 3.03.01-87 Несущие и ограждающие конструкции;

– СНиП 12-01-2004 Организация строительства. Актуализированная редакция;

– СНиП 12-03-2001 Безопасность труда в строительстве. Часть 1. Общие требования;

– СНиП 12-04-2002 Безопасность труда в строительстве. Часть 2.

Строительное производство;

– СНиП 21-01-97⁸ Пожарная безопасность зданий и сооружений;

– ППБ-01-03 Правила пожарной безопасности в РФ;

– СН 81-80 Нормы электрического освещения строительных и монтажных работ;

– РД 153-39.4-078-01 Правила технической эксплуатации резервуаров;

– РД 03-606-03 Инструкция по визуальному и измерительному контролю;

– ГОСТ 12.3.036-84 ССБТ Газопламенная обработка металлов. Требования безопасности. С изм. №1 (от 08.1990);

– ГОСТ 12.3.009-76 Работы погрузочно-разгрузочные. Общие требования безопасности;

– ГОСТ 12.3.020-80 Процессы перемещения грузов на предприятиях.

Общие требования безопасности;

– ТОИ Р-112-17-95 Типовая инструкция по организации безопасного проведения газоопасных работ на предприятиях нефтепродуктообеспечения;

– РПЭ 368913-1273958-2001 Руководство по проверке электрического сопротивления заземления понтонов в резервуаре.

Резервуар, в котором монтируется понтон, должен отвечать требованиям действующих нормативных документов для резервуаров с понтонами СНиП 3.03.01-87, ГОСТ 31385-2008 и ведомственных нормативных документов.

До начала работ по монтажу понтона в РВС необходимо:

- удалить с внутренней поверхности стенки резервуара остатки монтажных приспособлений, брызги металла, заусенцы, острые выступы и зачистить стенку в местах их нахождения шлифовальной машинкой заподлицо с основной поверхностью. Горизонтальные сварные швы стенки должны иметь плавный переход от усиления шва к основному металлу;
- выполнить временные подъезды и переезды через обвалование для транспортировки металлоконструкций и проезда механизмов;
- установить пожарный щит, укомплектованный первичными средствами пожаротушения (огнетушитель, лопата, ведро) и ящиком с песком;
- оснастить резервуар предупредительными и сигнальными плакатами «Резервуар в ремонте», «Огневые работы»;
- обозначить и оградить колодцы, траншеи, трубопроводы;
- указать места для складирования материалов и хранения оборудования;
- представить пункты подключения к коммуникациям энергообеспечения.

Подготовка РВС производится заказчиком в соответствии с планом реконструкции резервуара и организационно-техническими мероприятиями.

На подготовленный резервуар заказчик совместно с подрядчиком должны составить акт передачи резервуара для производства работ по монтажу понтона, а также оформить наряд-допуск на производство работ, к которому прилагаются мероприятия, обеспечивающие безопасность проведения работ. Заказчик назначает приказом и обеспечивает своевременную явку к месту работ руководителя или специалиста, отвечающего за подготовительные работы и надзор за производством работ. Ответственность за соблюдением мер безопасности и сохранность резервуара, переданного для производства работ по монтажу понтона, несет руководитель работ подрядчика.

До начала работ подрядчик:

- предоставляет заказчику проект производства работ на монтаж понтонов для согласования;
- согласовывает с соответствующими службами заказчика места подключения к коммуникациям энергоснабжения, схему размещения материалов, оборудования и механизмов в резервуарном парке и сменность работ;
- предоставляет заказчику приказ о списочном составе членов бригады и приказ от подрядчика о назначении ответственного за обеспечение безопасных условий труда и безопасное производство огневых и газоопасных работ;
- после получения наряда-допуска завозит и размещает в согласованных с заказчиком местах оборудование, материалы, инструмент, временные здания;
- производит сборку и монтаж необходимого оборудования, временных инженерных коммуникаций.

Подготовка понтонов к монтажу. Понтон транспортируют в разобранном виде в узлах и деталях, укомплектованных и упакованных в тару заводом-изготовителем. Комплект понтонов включает в себя сборочные единицы, детали, крепеж и материалы согласно комплектовочной ведомости. Совместно с представителем заказчика (генподрядчика) следует произвести сверку комплектности понтонов с комплектовочной ведомостью, поставляемой вместе с понтоном, а также произвести внешний осмотр упаковки, узлов и деталей на предмет исправности и сохранности во время транспортировки.

После распаковки узлы, детали и комплектующие изделия подаются через люк-лаз первого пояса внутрь резервуара. Производят разметку центра днища резервуара и осей понтонов. Разметку производят путем отбивки намеленного шнура, с дублированием перманентным маркером. Монтируют временные опоры понтонов.

Перед началом монтажа блоков понтонов выполняют на кровле резервуара, связанные с газокислородной резкой и ручной электродуговой сваркой, описанных ниже.

Монтаж блоков выполняют в следующей последовательности. Блоки монтируют от центра, рядами. Периферийные блоки монтируют после полного монтажа центральных. Соединение блоков между собой осуществляют скобами, используя крепеж согласно монтажному чертежу. Первый ряд блоков монтируют по центральной оси понтона. При монтаже используют временные опоры, горизонтальное положение блоков проверяют по строительному уровню. В зазор между блоками укладывают жгут «Изонел» ППЭЖ(Г)-0-30, что обеспечивает герметичность соединений между блоками.

Второй и последующие ряды монтируют из блоков вправо и влево от первого ряда, устанавливая опорные стойки. Затем монтируют периферийные блоки. Производят разметку линии реза периферийных блоков относительно стенки резервуара, выдерживают зазор 200 мм между стенкой резервуара и блоками. Обрезают блоки в размер.

Торцы блоков должны быть очищены от грязи, пыли, поверхность нужно обработать наждачной бумагой (марка 1000), обеспылить и обезжирить ацетоном. После высыхания производится нанесение клея. Наносят клей Эластекс-22П на торцевые поверхности блоков равномерным тонким слоем с помощью кисти. Температура нанесения клея от плюс 10 до плюс 25 °С, относительная влажность воздуха – до 70 %. При работе с клеем необходимо обеспечить хорошую вентиляцию или использовать индивидуальные средства защиты.

Монтаж секций бортового листа (юбки). Установить сверху и снизу уголок периферийный при помощи болтов M8x65 и гаек. Предварительно на нижний уголок нанести герметик и прикрепить к блоку заклепками 4,8x11,5 MFX 1211 с шагом 300–400 мм. В местах соединения блоков периферийных вырезать пазы со стороны нижней полки согласно монтажному чертежу.

Перед нанесением герметика на уголок периферийный, в местах соединения уголка и блока поверхности протереть сухой чистой тканью, обезжирить ацетоном, после чего просушить не менее 30 минут. Затем нанести герметик на поверхность уголка в две линии шириной 3–4 мм. Температура

нанесения герметика – от +5 до +40 °C. Аналогично установить остальные секции юбки, выравнивая нижний край по торцу нижнего периферийного уголка.

Секции юбки соединить между собой накладками при помощи болтов M8x20 и заклепок. Длину замыкающей секции юбки разметить и отрезать по месту.

Монтаж периферийных стоек. В местах установки периферийных стоек, указанных в монтажном чертеже, произвести сквозные отверстия в блоках. Установить кронштейн стойки и закрепить его к блоку при помощи болтов M8x65 и заклепок, предварительно установив прокладки. Установить стойку в кронштейн. На нижнем конце стойки установить скобу, закрепив ее болтом M8x60. Упереть стойку в днище резервуара и вставить болт M8x60 через кронштейн и верхнее отверстие стойки.

Монтаж люка-лаза. В месте расположения люка-лаза произвести разметку и вырезать отверстие 650x650 мм. Внутреннюю поверхность отверстия подготовить и нанести клей Эластекс-22 П. После чего установить и закрепить короб при помощи накладок и уголка, предварительно установив прокладки. Обработку отверстий под крепеж производить по отверстиям короба. Установить крышку люка. Длину толкателя крышки люка-лаза уточнить при монтаже. Высота открытия крышки люка-лаза – 150 мм.

Монтаж противоворотного устройства. Определить место установки противоворотного устройства в соответствии с требованиями монтажного чертежа pontona. В крыше резервуара вырезать отверстие диаметром 30 мм при помощи газокислородной резки. На крыше резервуара приварить упорную втулку при помощи ручной электродуговой сварки. Опустить отвес из вырезанного отверстия до днища резервуара и произвести разметку и приварку пластины к днищу резервуара. На специальный винт закрепить трос противоворотного устройства с помощью двух зажимов. Надеть на этот же винт прокладку, фланец и наживить гайку M16 на 5-6 оборотов. Через упорную втулку, приваренную на крыше резервуара, опустить свободный конец троса и закрепить фланец через прокладку болтами.

По оси противоповоротного устройства произвести разметку и вырезать отверстие в блоке понтонна. Установить и закрепить к блоку направляющую по оси противоповоротного устройства. Перед установкой на направляющую трубку нанести силиконовый герметик. Пропустить трос противоповоротного устройства через трубку направляющей на днище резервуара.

На пластине, приваренной к днищу резервуара, установить коуш с помощью болта M10x35. Обернуть трос вокруг коуша, натянуть его и закрепить с помощью двух зажимов. Свободный конец троса обрезать на расстоянии 40–50 мм от последнего зажима. Произвести натяжку троса на кровле резервуара путем закручивания гайки M16 с усилием 1,9 кг*м. После натяжения троса законтрить затянутую гайку M16 двумя гайками.

Монтаж кабеля заземления. В световом люке на крыше резервуара приварить пластину ручной электродуговой сваркой. Закрепить клемму кабеля на отдельно стоящую шпильку, прижать ее шайбой и закрепить гайкой M8. Свободный конец кабеля опустить на поверхность понтона. В соответствии с монтажным чертежом выбрать место для крепления уголка кабеля заземления. Установить и закрепить к блоку понтонна уголок. Закрепить клемму к уголку с помощью болта M 8x35, шайбы и гайки M8.

Монтаж затвора кожуха. Монтаж затвора кожуха производить в соответствии с монтажным чертежом. Затвор кожуха монтируют совместно с блоком понтонна. В блоке вырезают отверстие, на поверхность отверстия наносят один слой клея Эластекс-22П. Корпус кожуха затвора устанавливают согласно чертежу. Устанавливают секцию крышки, три манжеты, разрезами в разбег, затем устанавливают вторую секцию и соединяют их между собой болтами M6x20. Монтируют две растяжки по центру затвора, для чего необходимо растяжку одним концом закрепить через шайбу к крышке затвора, а другим – к уголку стенки кожуха болтами M6x20.

Монтаж дренажного устройства. Монтаж дренажного устройства производить в соответствии с монтажным чертежом на понтон. В дренажные отверстия, выполненные в блоках, вставить клапаны дренажные. Совместить

отверстия, выполненные на торце клапана дренажного, с отверстиями клапан-груза и соединить их заклепками 4,8x11,5. Проверить перемещение данной сборочной единицы в дренажном отверстии. Перемещение должно быть свободным.

Монтаж уплотняющего затвора. Монтаж затвора производить согласно монтажному чертежу. Тип затвора определяется проектной документацией на данный резервуар, утвержденной Заказчиком.

Испытания понтона. Окончательную приемку понтона на месте эксплуатации после монтажа проводит заказчик совместно с монтажной организацией. В состав приемки входит гидравлическое испытание понтона с уплотняющим затвором в процессе гидравлического испытания резервуара. Испытание проводят наливом воды на проектный уровень наполнения продуктом или до уровня контрольного патрубка, предусмотренного для ограничения высоты наполнения резервуара. Налив воды следует осуществлять ступенями с промежутками времени, необходимыми для выдержки и проведения контрольных осмотров и измерений в соответствии с программой гидравлического испытания резервуара.

Вода, предназначенная для испытаний, должна соответствовать классу 6 по ГОСТ 17216-2001 (содержание не более 200 мг/л взвешенных веществ, при размере механических примесей не более 1 мм) с pH от 4,5 до 8,0. При проведении испытания для исключения коррозии все контактирующие с водой элементы понтона смазать маслом (И-12А, И-20А, И-30А по ГОСТ 20799-88) или на поверхность воды залить не менее 150 мм масла либо дизельного топлива.

Испытание следует проводить при температуре окружающей среды не ниже 5 °С. При температуре ниже 5 °С испытание допускается при условии разработки программы испытаний, предусматривающей мероприятия по предотвращению замерзания воды в подводящих трубопроводах, задвижках, а также на стенке резервуара.

После гидравлического испытания и опорожнения резервуара вся поверхность понтонов должна быть очищена от загрязнений мягкой (не металлической) щеткой и высушена насухо.

Понтон считается выдержавшим испытание, если состояние всех узлов и деталей осталось без изменений, отсутствуют остаточные деформации, понтон с затвором двигался вдоль стенки резервуара плавно, без рывков, обеспечивая перекрытие зазора, и по завершении испытания понтон плавно опустился на опорные стойки. А также после испытания на поверхности понтонов не должно быть воды и влажных пятен. Результаты приемки после монтажа и гидравлического испытания фиксируют в паспорте на понтон.

Первое заполнение продуктом и опорожнение резервуара производят под наблюдением ИТР, ответственного за эксплуатацию резервуара.

На резервуар с понтоном составляют технологическую карту эксплуатации с указанием нижнего и верхнего уровней понтонов и скорости заполнения резервуара. Наибольший эффект от понтонов достигается тогда, когда он находится на жидкости. Поэтому рекомендуется во время эксплуатации как можно реже опускать понтон на опоры.

Максимальный уровень продукта в резервуаре, оснащенном понтоном, устанавливают с учетом температурного расширения продукта и наличием оборудования на верхнем поясе резервуара. При этом необходимо учитывать высотную отметку понтонов над уровнем продукта, указанную в конструкторской документации на понтон в зависимости от варианта исполнения.

При отсутствии в резервуаре сигнализатора предельного уровня взлива, заполнение последнего метра до максимального уровня производить так, чтобы гарантировать понтон от повреждения несущими конструкциями кровли и от перелива продукта.

При заполнении порожнего резервуара до всплытия понтонов и при опорожнении резервуара от посадки понтонов на опорные стойки до окончания откачки продукта скорость жидкости в трубопроводе должна быть не более одного м/с, а люки-лазы понтонов (при совмещении с дыхательным клапаном)

должны быть открыты. Скорость движения понтонов при гидравлических испытаниях и эксплуатации должна составлять:

- для резервуаров объемом до 700 м³ включительно – не более 3,3 м/ч;
- для резервуаров от 700 до 30 000 м³ включительно – не более 6,0 м/ч;
- для резервуаров объемом более 30 000 м³ – не более 4,0 м/ч.

Если в резервуаре установлена система размыва донных отложений с использованием винтовых мешалок, не допускается ее включение при уровне продукта в резервуаре менее 5 м.

Во избежание попадания в резервуар газовых и газо-воздушных пробок рекомендуется поддерживать в смежных технологических трубопроводах избыточное давление, превышающее давление насыщенных паров продукта. Прием в резервуар с понтоном газонасыщенных и кипящих нефлей запрещается.

Глава 8 Живучесть купольной крыши и понтонов из алюминиевых сплавов в условиях пожара

8.1 Актуальность темы

Как правило, процесс тушения пожаров в резервуарах со стальным понтоном и стальной крышей усложняется образованием зон, в которые невозможно подать огнетушащие средства. Такие зоны образуются в результате зависания или перекоса понтона в начальной стадии пожара, при деформации понтона под воздействием теплового излучения. Из-за образования таких зон почти каждый пятый пожар становится затяжным и заканчивается полным выгоранием продукта. Перекосы и деформация понтонов способствуют образованию закрытых объемов, насыщенных парами горючей жидкости (13.03.86, НПЗ в г. Кириши, РВСП-10000 с бензином; 28.08.89, Павлодарский НПЗ, РВСП-3000 с бензином). Первый пожар был потушен через 85 часов только после вскрытия стенки с помощью ручных газорезательных аппаратов и подачи пены в вырезанное отверстие. Во втором случае вскрывали два люка на крыше горящего резервуара. Эту работу выполняли шесть пожарных в течение 2 ч 20 мин.

Кроме того, резервуар со стальным понтоном и герметичной стационарной крышей пожаровзрывобезопаснее резервуара со стационарной крышей без понтона, что подтверждает сравнительная статистическая удельная частота пожаров (на один резервуар в год) на резервуарах типа РВС и РВСП. Так, на нефтеперерабатывающих заводах удельная частота пожаров: $1,86 \cdot 10^{-4}$ и $4,54 \cdot 10^{-4}$ соответственно; на нефтебазах: $1,09 \cdot 10^{-4}$ и $1,95 \cdot 10^{-4}$ соответственно.

Повышенную пожаровзрывобезопасность резервуара с понтоном по сравнению с резервуаром без понтона можно объяснить следующим. Как известно, в резервуаре без понтона паровоздушная среда имеет концентрацию выше верхнего предела распространения пламени. В резервуаре с понтоном, в силу его высокой эффективности по защите продукта от испарения, паровоздушная среда над понтоном имеет концентрацию ниже нижнего предела

распространения пламени. Однако со временем концентрация горючих паров увеличивается вследствие испарения остатков продукта на стенке резервуара. Концентрация горючих паров может достичь нижнего предела распространения пламени и далее возрастать. Таким образом, резервуар, оснащенный понтоном, имея концентрацию горючих паров между нижним и верхним пределами распространения пламени становится пожаровзрывоопасным. В США, учитывая незначительный объем испарений со стенки резервуара над понтоном (до 3 % от потерь в резервуаре без понтона), приняли решение о необходимости проветривать надпонтонное пространство. Так в крыше резервуара появились вентиляционные патрубки. Во Франции применяют принудительное проветривание надпонтонного пространства путем устройства в вентиляционных патрубках вентиляторов.

22 августа 2009 года возник пожар группы резервуаров объемом 20 000 м³ на ЛПДС «Конда» системы магистральных нефтепроводов АК «Транснефть». Пожар возник в результате удара молнии в резервуар Р7 во время грозового ливня.

В соответствии с планом НИОКР акционерной компании «Транснефть» и по рекомендации Главного управления Государственной противопожарной службы МЧС России выполнено исследование по обоснованию требований пожарной безопасности (ПБ) к резервуарам с понтоном и крышей из алюминия. В работе выполнен обзор нормативных требований ПБ к резервуарам с понтоном (РВСП), дана сравнительная оценка пожаровзрывобезопасности РВС с понтоном и крышей из стали и с понтоном и крышей из алюминия в условиях пожара, теоретически и экспериментально исследованы температурный режим, живучесть понтона и крыши из алюминия при пожаре*.

* В работе принимали участие: А. М. Демин (АК «Транснефть»), М. Г. Каравайченко, Н. М. Фатхиев (ЗАО «НМД»), О. М. Волков, Р. З. Фахрисламов (ООО «Пожарный дом»).

8.2 Анализ норм пожарной безопасности стальных резервуаров

В настоящее время на территории Российской Федерации по отношению к резервуарам для хранения нефти и нефтепродуктов действуют требования промышленной безопасности (ПБ), определенные следующими нормативными документами:

ГОСТ 12.1.004-91 «Пожарная безопасность. Общие требования» определяет требования к системе обеспечения пожарной безопасности (СОПБ) объекта или сооружения. СОПБ включает систему предотвращения пожара (СПП), систему противопожарной защиты (СПЗ), организационные мероприятия. Работа выполнена в соответствии с этими требованиями;

СП 43.13330.2012 «Сооружения промышленных предприятий» Актуализированная редакция СНиП 2.09.03-85 определяет типы резервуаров для нефти и нефтепродуктов, установки тушения и охлаждения, требования к люкам, плавающим крышам и pontонам;

СНиП 2.11.03-93 «Склады нефти и нефтепродуктов. Противопожарные нормы» определяет типоразмеры резервуаров, размещение резервуаров, системы пенного пожаротушения и водяного охлаждения;

Документ Государственной противопожарной службы МЧС России. Приказ МЧС России от 16 октября 2017 г. № 444 «Об утверждении Боевого устава подразделений пожарной охраны, определяющего порядок организации тушения пожаров и проведения аварийно-спасательных работ»;

РД 13.220.00-КТН-575-06. Правила пожарной безопасности на объектах магистральных нефтепроводов ОАО «АК «Транснефть» и дочерних акционерных обществ (взамен ВППБ-01-05-99, ППБО-104-83).

8.2.1 Требования к устройству и эксплуатации РВСП

Требования к устройству и эксплуатации РВСП (СП 43.13330.2012 «Сооружения промышленных предприятий»):

в конструкции резервуаров предусматривать возможность очистки от остатков хранимого продукта, проветривания и дегазации резервуаров при их ремонте и окраске;

резервуары должны иметь технологические, световые, монтажные люки, а также люки-лазы;

в стенах РВСП устраивать люки-лазы (диаметром не менее 600 мм), обеспечивающие доступ персонала на понтон при нижнем его положении;

расстояние от опорного кольца стационарной крыши в РВСП до максимального уровня жидкости принимать не менее 0,6 м;

при расчете резервуаров со стационарными крышами давление в газовом пространстве назначать: при огневых предохранителях и вентиляционных патрубках – на 0,2 кПа (200 мм вод. ст.) выше и ниже атмосферного; при огневых предохранителях и предохранительных клапанах – выше атмосферного на 2,5 кПа (250 мм вод. ст.) или более по заданию на проектирование и на давление 0,5 кПа (50 мм вод. ст.) ниже атмосферного; высоту стенки РВС назначать не более 18 м.

Таким образом, СП не предусматривают для РВСП постоянно открытые люки для проветривания надпонтонного пространства от паров нефтепродуктов. Однако известно, что понтон предотвращает испарение нефти с ее поверхности до 95–97 % по сравнению с резервуаром без понтона. Натурные эксперименты показали, что после пуска резервуара в эксплуатацию из-за игнорирования необходимости разгерметизации и проветривания надпонтонного пространства для РВСП:

принято нерациональное решение о креплении герметичных пеногенераторов к стенке, что уменьшает полезный объем резервуара;

необоснованно предусмотрено применение огневых предохранителей на вентиляционных патрубках.

Таким образом, требования СП 43.13330.2012 не учитывают особенности пожарной опасности РВСП и не обеспечивают их ПБ.

СНиП 2.11.03-93 «Склады нефти и нефтепродуктов. Противопожарные нормы»:

Общую вместимость группы наземных резервуаров, а также расстояние между стенками резервуаров, расположенных в одной группе, принимать в соответствии с таблицей 8.1.

Таблица 8.1. – Требования к размещению резервуаров с нефтью

Конструкция резервуара	Объем резервуара в группе, м ³	Температура вспышки нефти	Допустимая вместимость группы, м ³	Расстояния между резервуарами в группе
С плавающей крышей	50 000 и более		200 000	30 м
	Менее 50 000		120 000	0,5 Д, но не более 30 м
С pontоном	50 000		200 000	30 м
	Менее 50 000		120 000	0,65 Д, но не более 30 м
Со стационарной крышей	50 000 и менее	Выше 45 ⁰ C	120 000	0,75Д, но не более 30 м
	50 000 и менее	45 ⁰ C и ниже	80 000	0,75Д, но не более 30 м

Анализ требований СНиП 2.11.03-93 по размещению резервуаров. В СНиП со статусом «противопожарные нормы» заложены требования, которые не являются противопожарными, противоречат основам пожарной безопасности, создают проблемы при проектировании и эксплуатации резервуарных парков.

1-е несоответствие: допустимая вместимость группы уменьшается с уменьшением объема резервуара в группе, а должно быть наоборот, так как очаг пожара меньшего размера легче потушить и от него легче защитить соседние резервуары.

2-е несоответствие: допустимая вместимость группы уменьшается с увеличением температуры вспышки хранимой жидкости выше 45⁰C, а должно быть наоборот, так как при взрыву при пожаре более склонны резервуары с нефтепродуктом, имеющим повышенную температуру вспышки.

Требования СП 43.13330.2012 «Сооружения промышленных предприятий» к pontону:

плавучесть металлических pontонов обеспечивать наличием открытых или закрытых отсеков, которые должны быть доступны для контроля и обслуживания;

понтоны и их направляющие должны иметь уплотнители (затворы), обеспечивающие герметизацию;

плавающие крыши и понтоны должны иметь устройства для удаления паровоздушной смеси и регулирования давления под ними как на плаву, так и при нижнем фиксированном их положении, а также устройства для отвода статического электричества.

Требования к системам тушения при пожаре. СП 43.13330.2012
«Сооружения промышленных предприятий»:

в резервуарах предусматривать установки пожаротушения и охлаждения в соответствии с настоящими нормами;

на резервуарах вместимостью от 1000 до 3000 м³ устанавливать пеногенераторы с сухими стояками, не доходящими до поверхности земли на 1 м. Число пеногенераторов определяется расчетом, но их должно быть не менее двух;

на плавающей крыше в резервуарах вместимостью 5000 м³ и более предусматривать стальной кольцевой барьер для удержания пены высотой не выше верха выступающих элементов затвора на 25–30 см, но не менее 1 м. Кольцевой барьер располагать не ближе 2 м от стены резервуара и в нижней его части обеспечивать полное примыкание к поверхности плавающей крыши. Для стока из кольцевого пространства, образованного барьером и стеной резервуара, атмосферных вод и раствора пенообразователя после пожаротушения в нижней части барьера предусматривать дренажные отверстия диаметром 30 мм, расположенные на расстоянии 1 м одно от другого по периметру;

резервуары высотой 12 м и более оборудовать стационарными кольцами водяного орошения, размещаемыми под кольцами жесткости.

СНиП 2.11.03-93 «Склады нефти и нефтепродуктов. Противопожарные нормы»:

на складах нефти и нефтепродуктов предусматривать системы пенного пожаротушения и водяного охлаждения. Условия применения и особенности

проектирования систем пенного пожаротушения приведены в рекомендуемом приложении 3;

для наземных резервуаров нефти и нефтепродуктов объемом 5000 м³ и более предусматривать системы автоматического пожаротушения;

на складах II класса при наличии не более двух наземных резервуаров объемом 5000 м³ допускается тушение пожара резервуаров передвижной пожарной техникой при условии оборудования резервуаров стационарно установленными пеногенераторами и сухими трубопроводами (с соединительными головками для присоединения пожарной техники и заглушками), выведенными за обвалование;

для наземных резервуаров объемом менее 5000 м³ на складах III категории как минимум предусматривать тушение пожара передвижной пожарной техникой. При этом на резервуарах от 1000 до 3000 м³ (включительно) устанавливать пеногенераторы с сухотрубами (с соединительными головками и заглушками), выведенными за обвалование;

наземные резервуары объемом 5000 м³ и более оборудовать стационарными установками охлаждения;

охлаждение наземных резервуаров менее 5000 м³ предусматривать передвижной пожарной техникой;

расчетную площадь тушения принимать равной:

в наземных вертикальных резервуарах со стационарной крышей, резервуарах с понтом – площади горизонтального сечения резервуара, резервуарах с плавающей крышей – площади кольцевого пространства между стенкой резервуара и барьером для ограждения пены (на плавающей крыше) при тушении автоматической системой и площади горизонтального сечения при тушении передвижной пожарной техникой;

предусматривать пожаротушение воздушно-механической пеной средней (СК) и низкой (НК) кратности. Тушение пеной СК применяется без ограничений. Для наземных вертикальных резервуаров со стационарной крышей (кроме резервуаров, предназначенных для масел и мазутов), тушение которых

предусматривается передвижной пожарной техникой, допускается подслойный способ тушения пеной НК;

расходы раствора пенообразователя, а также воды и пенообразователя на тушение пожара определять исходя из интенсивности подачи раствора пенообразователя на 1 м² расчетной площади тушения и рабочей концентрации пенообразователя;

расчетное время тушения пожара для систем автоматического пенного пожаротушения – 10 мин, для передвижной пожарной техники – 15 мин;

инерционность стационарных систем тушения не должна превышать 3 минут;

в качестве пенообразующих устройств для систем пожаротушения применять, как правило, пеногенераторы типов:

ГПСС – для тушения в резервуарах со стационарной крышей и pontоном;

ГПС – для тушения в резервуарах с плавающей крышей и в помещениях;

на резервуаре должно быть не менее двух пеногенераторов. Пеногенераторы должны быть установлены равномерно по периметру резервуара. На резервуарах с плавающей крышей расстояние по периметру резервуара между пеногенераторами принимать не более 25 м.

Анализ требований СП 43.13330.2012 и СНиП 2.11.03-93 по пожаротушению.

В требованиях норм нуждаются в анализе прежде всего 2 вопроса:

обоснованность применения автоматического пожаротушения на резервуарах;

обоснованность расчетной площади горения для расчета систем тушения.

На резервуарах всех типоразмеров с нефтепродуктами всех видов есть только один вариант пожара, требующий быстрого тушения в начальной стадии, – пожар в кольцевом зазоре плавающей крыши и pontona. Для пожаров других вариантов, которые долго сохраняют масштаб, обретенный в момент возникновения, автоматическое пожаротушение не может быть признано обоснованным. На резервуарах со стационарной крышей без pontона

автоматическое пожаротушение по условиям развития и тушения пожара не требуется и в действующих российских нормах представляет собой излишество. Из двух случаев, когда по условиям развития и тушения пожара требуется автоматическое пожаротушение, только для резервуара с плавающей крышей оно направлено на ликвидацию локального очага пожара в начальной стадии. В резервуаре с pontоном автоматическое пожаротушение принято по необоснованной схеме – не на ограниченной площади в зоне кольцевого зазора, а на всей площади горизонтального сечения резервуара, как будто в резервуаре pontона нет. Игнорирование pontона может быть обоснованным при крайне низком качестве pontона (по плавучести и огнестойкости), но при таком решении утрачивается смысл автоматического тушения.

Автоматическое тушение пожаров. Наземные резервуары объемом 5000 м³ и более с 1970 г. защищаются автоматическими установками тушения пожаров (АУТП). За 50-летний период массового применения эти установки не потушили ни одного пожара из-за несоответствия их конструкции характеру пожара в начальной стадии, а также из-за недостатков проектирования, монтажа и эксплуатации установок. Все пожары в резервуарах потушены передвижной пожарной техникой с крупными затратами людских и материальных ресурсов.

В качестве примера несоответствия АУТП характеру пожара в начальной стадии здесь дано описание АУТП для парка РВСП-20000 на НПС магистрального нефтепровода.

Автоматическое тушение пожара предусмотрено пеной СК через ГПС-2000, установленные в верхнем поясе резервуара. Схема работы АУТП: при возникновении пожара на любом РВСП происходит срабатывание пожарных извещателей, установленных на резервуаре, сигнал поступает на щит противопожарной сигнализации и на пункт связи пожарной части. Сигнал о пожаре поступает на щит противопожарной автоматики с выдержкой времени 2,5 мин для расплавления плавких замков на заглушках ГПС-2000. Затем происходит включение насосов и открывание лучевых электрозадвижек на трубопроводах подачи раствора пенообразователя к горящему резервуару.

Из описания конструкции и схемы работы установки очевидна ее неработоспособность в автоматическом и ручном режиме включения, что обусловлено несоответствием конструкции установки конструкции резервуара, особенностям пожаровзрывоопасности резервуара с pontоном и характеру пожара в начальной стадии в резервуаре данного конкретного типоразмера. Установка запроектирована в расчете на пожар в резервуаре с полностью сорванной крышей. Однако теоретическими исследованиями установлено и всеми пожарами, случившимися на РВС-20000, подтверждено, что при взрыве в РВС-20000 крыша не может быть сброшена с резервуара, а происходит лишь локальный подрыв крыши с возникновением локального наружного горения в месте подрыва крыши. При этом возможны следующие осложнения: пожарные извещатели могут оказаться за пределами зоны теплового воздействия от локального очага пожара и ни один из них не сработает; заглушки всех или части стационарных генераторов пены могут оказаться за пределами зоны теплового воздействия от локального очага пожара и ни на одной из них плавкие замки не расплавятся; автоматическая установка либо не включится вообще, либо включится и будет подавать пену в заглушенные генераторы; аналогично установка «сработает» при ручном включении.

Главным фактором неработоспособности стационарной АУТП являются заглушки на генераторах пены в надпонтонном пространстве на верхнем поясе резервуара. Их установка на резервуаре с pontоном противоправна, так как надпонтонное пространство должно вентилироваться (аэрацией) от нефтяных паров, прорывающихся через кольцевое уплотнение pontона или испаряющихся со стенки резервуара. Для обеспечения работоспособности и получения пользы от смонтированной установки без ее реконструкции и замены, а также для снижения пожарной опасности резервуара с pontоном необходимо выполнить следующее: снять заглушки со всех генераторов пены; определить надежный способ обнаружения пожара или перевести установку на дистанционное ручное включение.

Таблица 8.2 – Интенсивность подачи раствора пенообразователя

$T_{\text{спп}} \text{ нефти}$	Пенообразователь				
	Общего назначения		Фторсинтетический		
	Пена СК	Пена НК	Пена СК	Пена НК	
	Сверху	Сверху	Сверху	Сверху	В слой
28°C и ниже	0,08	0,08	0,05	0,08	0,10
более 28°C	0,05	0,05	0,05	0,05	0,06

Пожаротушение передвижной техникой. Согласно «Руководству...», нормативные параметры тушения: продолжительность пенной атаки, при подаче пены сверху – 15 мин, при подаче пены под слой горючего – 10 мин; интенсивность подачи раствора пенообразователя, л/м²с.

Требования к охлаждению резервуаров при пожаре. При тушении пожара должен охлаждаться горящий резервуар и каждый резервуар, расположенный на расстоянии не более двух нормативных расстояний между резервуарами. Например, для РВСП-20000 высотой 12 м и диаметром 46 м нормативное расстояние между резервуарами составляет 30 м, а удвоенное расстояние, на котором требуется охлаждение, – 60 м. Согласно «Руководству по тушению пожаров нефти и нефтепродуктов в резервуарах и резервуарных парках», интенсивность подачи воды на охлаждение резервуара, л/с на 1 м:

Таблица 8.3 – Интенсивность подачи воды на охлаждение резервуара

Способ подачи воды	Резервуар		
	Горящий	Соседний негорящий	При пожаре в обваловании
Пожарными стволами	0,8	0,3	1,2
Кольцами орошения при высоте РВС: 12 м и менее	0,5	0,2	1,0
более 12 м	0,75	0,3	1,1

Охлаждение резервуаров при пожаре создает множество трудных проблем: требуемые расходы и запасы воды, требуемые силы и средства пожарной охраны для подачи воды, отвод пролитой воды из обвалования. Желательно обоснованное ослабление требований к охлаждению. По вопросам охлаждения резервуаров при пожаре не было ни экспериментальных, ни

теоретических исследований. Нормы установлены эмпирически много лет назад. Основные вопросы, требующие исследования и разработки: совокупность факторов пожарной опасности, при которой необходимо охлаждение соседних не горящих резервуаров; состояние и положение резервуаров, требующих охлаждения; удельная интенсивность водяного орошения горящего и не горящего резервуара.

Система подслойного тушения пожара в резервуаре. Одной из отраслей внедрения РВСП с pontоном и крышей из алюминия является система магистральных нефтепроводов, в связи с чем необходимо учесть и проанализировать отраслевые требования по тушению пожаров в резервуарах. В АК «Транснефть» в течение ряда последних лет эта работа сконцентрирована на внедрении систем подслойного тушения (СПТ). Экспертная оценка эффективности подслойного тушения пожаров нефти и нефтепродуктов в резервуарах выявила как достоинства новой технологии, так и крупные ошибки в технической политике по ее практическому применению.

Для резервуаров с pontоном подслойный способ предоставляет возможность тушения пожара там, где без этого способа тушение невозможно: при горении ниже pontона; при горении в «карманах» после обрушения крыши в резервуар.

Оба варианта пожара, в которых подслойный способ может быть эффективным, возникают в результате длительного горения, когда резервуар и его содержимое уже уничтожены, автоматизация и стационарность системы тушения не имеют значения, а экономически оправданной может быть только малозатратная система тушения.

В разработанных для отрасли рекомендациях по устройству стационарных систем для резервуаров с pontоном подслойный способ, принятый без теоретического и экспериментального обоснования, не соответствует особенностям пожара в таких резервуарах и не может быть эффективным, так как ponton подавляет расчетную схему движения пены и препятствуют движению пены снизу к поверхности горящей жидкости. Для всех вариантов

пожара в резервуаре с pontоном, за исключением догорания жидкости, ниже опирающейся на стойки или зависшей плавающей конструкции, подслойное тушение оказывается «нерасчетным», а встроенная донная СПТ, запроектированная по расчетно-экспериментальному методу в соответствии с Рекомендациями, не имеет смысла.

При расчете требуемых пенных средств тушения по обычной методике, принятой для резервуаров со стационарной крышей без pontона, пожар в резервуаре с pontоном в результате удержания пены опрокинутой «чашей» pontона не может быть потушен подслойным способом ввиду недостаточности расчетного расхода пены в нормативное время тушения. Система подслойного тушения должна быть с большим запасом по интенсивности подачи пены, расходу пены и времени тушения, в том числе с поиском необходимого режима тушения в повторяющихся пенных атаках. С учетом скопления «бесполезной» пены под опрокинутой «чашей» pontона для обеспечения тушения пожара расчетный расход (запас) пенообразователя и расчетное время тушения (время пенной атаки) в сравнении с принятыми нормативами и рекомендациями должно быть увеличено примерно в 2 раза.

В последующих, после выполнения упомянутой экспертной оценки, исследованиях и разработках выявлены дополнительные аргументы против применения стационарных СПТ, встроенных в резервуары. В резервуаре с нефтью такая встроенная система вообще не может быть работоспособной, так как пенные насадки и трубопроводы будут закупорены выпадающим из нефти парафинистым осадком.

В резервуаре с pontоном подслойный способ по отношению к системе подачи пены сверху непосредственно на поверхность горящей жидкости не может быть ни основным, ни дублирующим, а может быть только дополнительным на случай пожара с загромождением резервуара деформированными конструкциями, но и для тушения такого пожара внутрирезервуарная стационарная система подачи пены не может быть технически и экономически обоснованной.

Так как пожары в резервуарах в зависимости от типа резервуара, вида хранимой жидкости и других обстоятельств могут иметь множество вариантов и особенностей, эффективное тушение пожаров в резервуарах может обеспечить только комбинация пен и способов их подачи в зависимости от обстановки пожара. Комбинация технологий тушения может быть необходимой даже на пожаре отдельного резервуара. Например, для сложного пожара в резервуаре с pontоном при обрушении стационарной крыши в резервуар, затоплении pontона и деформации стенки резервуара с образованием «карманов» система тушения должна быть комбинированной: для горения на открытой поверхности жидкости – подача пены сверху; для горения в «кармане» – под слой горючего.

В соответствии с таким пониманием эффективности средств тушения в настоящей разработке учтены на стадии анализа различные доступные практике пены и способы их подачи в резервуар: пены СК, НК, комбинированная (СК и НК); подача пены на слой горючего по стационарным системам тушения, подъемниками, наземными стволами; системы подслойного тушения по специальным пенопроводам (СПТ-С) и технологическим трубопроводам (СПТ-Т).

Зарубежный опыт. Примером зарубежного опыта может служить Стандарт 30 Национальной ассоциации пожарной защиты США «Стандарт по легковоспламеняющимся и горючим жидкостям». Из этого стандарта приведем только три положения.

Положение 1. В стандарте нет «резервуара с pontоном», есть только «резервуар с плавающей крышей» в двух вариантах: «с внешней плавающей крышей», то есть без стационарной крыши, и «с внутренней плавающей крышей», то есть с pontоном и стационарной крышей, причем внутренняя плавающая крыша должна быть металлической, без полимерных материалов, с запасом плавучести как у внешней плавающей крыши, а газовое пространство в таком резервуаре должно вентилироваться посредством специальной конструкции разгерметизированной стационарной крыши. Резервуар с внутренним металлическим плавающим устройством, которое не соответствует установленным требованиям к плавающей крыше или

с применением для поплавков пенопласта, определяется как «резервуар со стационарной крышей».

Положение 2. Уровень систем предотвращения и тушения пожаров для сооружений резервуарного хранения жидкостей следует устанавливать инженерной оценкой производственных процессов на основе принципов пожарной защиты и технологии. Оценка, кроме прочего, включает: анализ пожаровзрывоопасности операций с жидкостями; анализ местных условий, таких как воздействие на соседние объекты и от них, возможность затопления или землетрясения; возможности реагирования пожарного департамента и взаимопомощи. При необоснованно упрощенных и жестко детерминированных российских противопожарных нормах проектирования складов нефти и нефтепродуктов о дифференцированном инженерном анализе и обосновании пожарной защиты не может быть и речи.

Положение 3. Система пожаротушения должна быть устроена или должна быть в возможности применения для вертикальных складских резервуаров со стационарной крышей вместимостью более 189 250 л при хранении жидкостей класса I ($T_{всп}$ ниже 37,8 °C), если они расположены на плотно застроенной площади с повышенной опасностью воздействия на резервуар от соседнего объекта или на соседний объект от резервуара. Резервуары со стационарной крышей, содержащие жидкости классов II ($T_{всп}$ при или выше 37,8 °C и ниже 60 °C) или III ($T_{всп}$ от 60 °C и выше) при температурах ниже их температуры вспышки, а также резервуары с плавающей крышей при хранении любой жидкости, если они устроены в соответствии с требованиями стандарта, обычно не требуют защиты системой пожаротушения.

Требования зарубежных норм дополняет небогатая информация о тушении пожаров в резервуарах с плавающей крышей (внешней или внутренней): есть лишь единичные публикации о тушении подачей пены под слой горючего; во всех случаях пожар тушили передвижными средствами с подачей пены в резервуар по технологическим трубопроводам; в реальных условиях продолжительность успешной пенной атаки была не менее 15 мин.

В публикациях упоминают о множестве случаев, когда загорания в кольцевом пространстве плавающей крыши работники складов тушили ручными стволами и огнетушителями.

8.2.2 Особенности пожаровзрывоопасности резервуара с pontоном

Резервуар с pontоном соединяет в себе качества резервуаров с плавающей и стационарной крышами и усиливает совместное действие их недостатков:

пожар в кольцевом зазоре pontона опаснее, сложнее и труднее пожара в кольцевом зазоре ПК вследствие меньшей прочности и огнестойкости pontона, а также недоступности очага пожара для подачи пены сверху из-за наличия стационарной крыши;

пожар над затонувшим pontоном для тушения сложнее, чем пожар над затонувшей крышей, вследствие недоступности очага пожара для подачи пены не только снизу из-за наличия pontона, но и сверху из-за наличия стационарной крыши;

пожар под затонувшим pontоном для тушения сложнее, чем пожар под затонувшей крышей, вследствие деформации и перекоса pontона от обрушившейся на него стационарной крыши;

пожар при обрушении крыши в резервуар для тушения сложнее, чем тушение такого же пожара на резервуаре со стационарной крышей, вследствие недоступности очагов горения в «карманах», образуемых стационарной крышей, для пены снизу из-за наличия затонувшего pontона;

пожар в обваловании резервуара с pontоном опаснее и сложнее пожара в обваловании резервуара со стационарной крышей вследствие взрывоопасности надпонтонного пространства резервуара с pontоном.

Основные элементы стального pontона: мембрана (днище, настил) по всей поверхности жидкости, открытые или закрытые отсеки (короба) по периферии настила и, как правило, над настилом, кольцевое пространство (зазор) между плавающей конструкцией и стенкой резервуара, уплотнение кольцевого пространства.

Основные элементы понтонов из алюминия: настил по всей поверхности жидкости, боковая стенка (юбка) по периферии настила ниже настила, герметизированные трубчатые поплавки под настилом, кольцевое пространство (зазор) между плавающей конструкцией и стенкой резервуара, уплотнение кольцевого пространства. Настоящий понтон, соответствующий определенным требованиям по прочности, плавучести и горючести, следует рассматривать как плавающую крышу, которую за рубежом называют «внутренняя».

Образование и зажигание горючей смеси. В обычном стальном РВСП крыша имеет ту же конструкцию, что и стационарная крыша в резервуаре без понтонов, то есть она в местестыка со стенкой герметизирована сварным швом и с атмосферой сообщается только дыхательными (вентиляционными) патрубками. В герметичном надпонтонном пространстве накапливаются пары нефтепродукта, испаряющиеся с остаточной пленки на стенке нефтепродукта и прорывающиеся сквозь уплотнительный затвор. Обычной практикой в России является установка понтонов в резервуар со стационарной крыши без каких-либо иных изменений в конструкции резервуара. Так как в обычном РВСП надпонтонное пространство не вентилируется, оно, как правило, взрывоопасно. Для устранения взрывоопасности необходимо разгерметизировать и вентилировать надпонтонное пространство при любой конструкции крыши.

Так как понтон снижает концентрацию паров нефтепродукта в надпонтонном пространстве, при большом дыхании РВСП наружная пожаровзрывоопасная зона паров большого размера не образуется, а размеры локальной зоны зависят от концентрации паров в резервуаре: с герметичной крышей зона больше, чем с разгерметизированной крышей. Мощное вытеснение паров нефтепродукта в атмосферу при наполнении РВСП возможно только при затоплении понтонов.

Источники зажигания для РВСП любой конструкции одинаковы: статическое электричество, атмосферное электричество, механические искры, самовозгорание пирофорных соединений.

В случае взрыва внутри резервуара состояние резервуара после взрыва и характер возникшего пожара в начальной стадии зависит от сложного взаимодействия взрыва и резервуара. Явление взрыва более фундаментально, и потому последствия взрыва в резервуаре зависят преимущественно от изменяющихся характеристик резервуара (объем, степень заполнения, прочность конструкций). Согласно теоретическим оценкам и практике, при взрыве резервуара объемом до 5000 м³ его крыша может быть локально подорвана или сброшена с резервуара, а при взрыве резервуара объемом 20 000 м³ и более – не будет сброшена с резервуара ни при каких условиях, при этом возможны различные состояния резервуара:

взорвется и гореть не будет, если понтон нормальный и плавает;

взорвется и будет гореть в зазоре, если понтон поврежден, но плавает;

взорвется и будет гореть с увеличением масштаба и осложнением обстановки.

Стенка резервуара при взрыве обычно не разрушается, а отрывается по сварному шву от крыши или от днища. Понтон при взрыве может быть притоплен и залит нефтепродуктом, выплеснувшимся через кольцевой зазор.

Таким образом обязательное требование ПБ для РВСП – разгерметизация крыши и аэрация надпонтонного пространства. Желательно знать огнестойкость понтона и крыши резервуара. Для обоснования технологии тушения рассмотреть варианты пожара: пожар в кольцевом зазоре, пожар над затонувшим понтоном при сбросе крыши с резервуара, пожар при обрушении крыши в резервуар, пожар группы резервуаров.

Виды пожара в резервуаре. Пожар в кольцевом зазоре. Горение в кольцевом зазоре начинается локальным взрывом с возможным подрывом крыши. Если плавучесть и огнестойкость понтона сохраняются в течение порядка 1 ч, то автоматическое тушение пожара необходимо только в зоне кольцевого зазора, как в резервуаре с плавающей крышей. Тушение пожара в кольцевом зазоре возможно подачей пены СК или НК через пеносливы верхнего расположения. Пена НК для этой цели малопригодна, так как ее

пленкообразующая способность эффективна только на зеркале жидкости без преград к растеканию в виде кольцевого затвора и конструкции самого понтона сложной многоуровневой конфигурации. Для этого случая приемлема пена СК.

При подслойном тушении пожара в кольцевом зазоре коэффициент использования огнетушащего средства может быть только очень малым, порядка отношения площади кольцевого зазора к площади сечения резервуара. Ситуация для тушения более благоприятна при конструкции понтонов с плоским днищем (полноконтактный понтон). Однако и в этой ситуации, когда всплывающая пена бесполезно упирается в плавающий настил, подача пены по донным распределительным пенопроводам не имеет смысла.

Пожар над затонувшим понтоном при сбросе крыши с резервуара. После затопления понтонов (в результате неисправности, взрыва или длительного пожара) при сбросе крыши с резервуара горение происходит над понтоном по всей поверхности жидкости, в т. ч. в «карманах», образуемых деформированной стенкой резервуара. В таких условиях корпус резервуара и понтон практически уничтожены. Цель тушения – спасение от опасного теплового воздействия на соседние резервуары и от возможного выброса горящей нефти. Поверхность горящей жидкости отрезана от подслойной подачи пены снизу – настилом и уплотнением понтонов. К тому же, даже при проницаемости кольцевого уплотнения, понтон удерживает значительный объем пены, превосходящий объем пены, необходимый для расчетной пенной атаки. Лучшей технологией тушения такого пожара является подача пены СК или НК сверху.

Пожар при обрушении крыши в резервуаре. В типичной ситуации крыша частично удерживается в верхнем положении и частично обрушивается на понтон и вместе с ним уходит под поверхность жидкости. В резервуаре образуются два разнородных очага пожара:

на части резервуара, где крыша удерживается в верхнем положении, деформированные конструкции понтонов, крыши, стенки резервуара образуют «карманы». Обозначим такой очаг пожара как «горение в карманах»;

на части резервуара, где крыша проваливается на понтон и тонет вместе с ним, поверхность жидкости оказывается открытой и свободной от загромождающих конструкций. Обозначим такой очаг как «горение на открытой поверхности жидкости».

В таких условиях резервуар практически уничтожен и не заслуживает затрат на его спасение. Цель тушения – защита от возможного выброса горящей нефти и от опасного теплового воздействия на соседние резервуары.

Тушение очага типа «горение в кармане». Препятствия для проникновения пены к очагу горения в «кармане» возникают при подаче пены сверху (обрушившаяся крыша, выведенный из горизонтального положения и деформированный понтон) и под слой горючего (понтон). В этих условиях только подслойная подача пены дает шанс тушения такого пожара, если затонувшие конструкции не перекрывают сечение резервуара.

Тушение очага типа «горение на открытой поверхности жидкости». В этом варианте распространению подслойной пены на поверхность горючего препятствуют понтон и затонувшая стационарная крыша. К тому же, следуя уклону затопленного понтона, пена будет проскальзывать не на открытую поверхность жидкости, а в «карман». Лучшим способом тушения такого очага является подача пены сверху от передвижной техники. Учитывая возможность образования «карманов» на периферии очага, предпочтительна пена НК.

Тушение такого пожара всегда оказывается «нерасчетным», то есть при любом способе подачи (сверху, снизу) любой пены (СК, НК) нормативные показатели тушения (интенсивность подачи, количество точек ввода, время тушения) не пригодны. Систему тушения следует проектировать с большим запасом, в том числе с поиском режима тушения в повторяющихся пенных атаках.

Пожар под зависшим понтоном. Понтон опускается на опорные стойки, уровень нефти опускается ниже понтона в результате выгорания или откачки. Горение происходит в замкнутом пространстве при недостаточном газообмене и не может быть интенсивным, опасным по прогреву нефтепродукта в горящем

резервуаре и тепловому воздействию на соседние резервуары. В таких условиях, когда резервуар практически уничтожен и не требуется защита от выброса горящей нефти, цель тушения – тушение пожара с минимальными затратами. Для тушения неприемлема любая пена при подаче сверху, так как из-за понтонов поверхность горящей нефти для пены, подаваемой сверху, недосягаема. Такой пожар может быть потушен только подачей пены НК или СК под понтон, в т. ч. подслойным способом. При благоприятных условиях, когда опорные стойки понтонов не разрушены, подслойный способ может быть реализован в расчетном режиме. Но для такой ситуации, когда спасать в резервуаре уже нечего, устройство стационарной СПТ по специальным трубопроводам не может быть экономически обоснованным.

Пожар группы резервуаров. Пожар группы РВСП, возникающий в результате теплового излучения от горящего резервуара или в результате горения в обваловании, сильно зависит от состояния, обогреваемого пожаром негорящего резервуара. Состояние это очень опасное, так как паровоздушная смесь в надпонтонном пространстве, как правило, взрывоопасна, и для взрыва РВСП нужна только температура. Если понтоны в соседних с горящим резервуарами находятся в нормальном состоянии и не обеспечено охлаждение этих резервуаров, то при горении в обваловании или провале стационарной крыши в горящий резервуар и возникновении мощного факела пламени соседние РВСП должны взорваться с возникновением сложных очагов пожара, представляющих значительные трудности для тушения. Самым реалистичным, рациональным и, до обрушения стационарной крыши в резервуар, безопасным является решение о локализации пожара и возможном сокращении ущерба от пожара посредством откачки нефти из взорвавшихся резервуаров, оказавшихся в огне пожара, с защитой их охлаждением от развода. Силы и средства следует сосредоточить на тушении пожара в обваловании любой пеной и любым способом. При благоприятных обстоятельствах возможны попытки комбинированного (надслойного и подслойного) тушения горящих резервуаров.

Оценка эффективности подслойного тушения. Для резервуара с понтоном подслойный способ предоставляет возможность тушения пожара там, где без этого способа тушение невозможно: при горении ниже понтона; при горении в «карманах» после обрушения стационарной крыши в резервуар, затопления понтона и деформации стенки резервуара. Однако оба варианта пожара, в которых подслойный способ может быть технически эффективным, возникают в результате длительного горения, когда резервуар и его содержимое уже уничтожены, автоматизация и стационарность системы тушения не имеют значения, а экономически оправданной может быть только малозатратная система тушения, создаваемая и окупаемая на конкретном пожаре.

В рекомендациях по устройству стационарных встроенных СПТ для резервуаров с понтоном подслойный способ не соответствует особенностям пожара в таких резервуарах и не может быть эффективным, так как понтон подавляет расчетную схему движения пены и препятствует движению пены снизу к поверхности горящей жидкости. Для всех вариантов пожара в РВСП, за исключением догорания жидкости, ниже опирающейся на стойки или зависшей плавающей конструкции, подслойное тушение оказывается «нерасчетным», а донная СПТ, запроектированная по расчетно-экспериментальному методу в соответствии с Рекомендациями, не имеет смысла.

При тушении пожара в резервуаре с плавающим или затонувшим понтоном значительная часть подаваемой в резервуар пены скапливается под понтоном в пространстве, ограниченном кольцевой стенкой понтона, и в тушении не участвует. Только после заполнения этого пространства подаваемая в резервуар пена будет перетекать в кольцевой зазор и, преодолев сопротивление затвора, подниматься на поверхность горящей жидкости.

Объем $V_{бп}$ бесполезной пены под понтоном без учета давления столба жидкости над понтоном:

$$V_{бп} = 0,785x D_{\pi}^2 x H_{\pi}, \quad (8.1)$$

где D_{π} – диаметр понтона;

H_{π} – высота стенки (юбки) понтона.

Расчет полезной и бесполезной пены для ряда типоразмеров РВСП выполнен для удельной интенсивности подачи раствора пенообразователя (ПО) 0,1 л/м²с и времени тушения 10 мин (600 с) на всю площадь резервуара при высоте стенки понтона 300 мм.

Таблица 8.4 – Расход раствора пены на емкость резервуара

Емкость, м ³	Диаметр, м	Площадь, м ²	Расход раствора, л		КПД СПТ %
			Полезный	Бесполезный	
1 000	12	120	7200	6000	54
3 000	19	283	16980	14150	54
5 000	23	408	24480	20400	54
10 000	29	637	38220	31850	54
20 000	40	1250	75000	62500	54
20 000	46	1632	97920	81600	54

С учетом сжатия пены под понтоном от давления столба жидкости над понтоном и снижения кратности пены объем бесполезной пены превышает объем полезной пены более чем в 2 раза, а КПД СПТ составит лишь около 30 %. К тому же не известно, пройдет ли подслойная пена сквозь затвор кольцевого зазора. Таким образом, при расчете требуемых пенных средств тушения по обычной методике, принятой для резервуаров со стационарной крышей без понтонов, пожар в резервуаре с понтоном даже при отсутствии особых осложнений не может быть потушен подслойным способом ввиду «бесполезности» расчетного расхода пены в нормативное время тушения (время пенной атаки).

Требования к проемам в крыше резервуара с понтоном. В требованиях пожарной безопасности к резервуару с понтоном и крышкой из алюминия важными оказываются требования к крыше (назначение, размещение, форма, размеры, конструкция); в требованиях к крыше, наряду с огнестойкостью, важным оказывается вентилирование надпонтонного газового пространства; при известных общих требованиях к проемам в части вентилирования их конструкция подлежит разработке. У указанных проемов обычно одно противопожарное назначение – предотвращение образования взрывоопасной

паровоздушной смеси в надпонтонном пространстве. В дополнение к этому, на основании проработки состояния вопроса с учетом новой информации мы пришли к заключению, что эти вентиляционные проемы могут быть более эффективно использованы для противопожарной защиты РВСП.

Стандарт API 650 американского института нефти для этого предусматривает:

на стенке или стационарной крыше РВСП следует устраивать вентиляционные проемы общей площадью не менее $0,66 \text{ м}^2$ на 1 м диаметра резервуара в количестве не менее 4 и на расстояниях не более 10 м по периметру резервуара;

кроме периферийных проемов, в центре или в наиболее высокой точке крыши резервуара должен быть проем площадью не менее $30\,000 \text{ мм}^2$;

вентиляционные проемы должны быть закрыты коррозионно-устойчивыми жалюзийными решетками с шагом 13 мм и иметь погодные укрытия.

Таблица 8.5 – Противопожарные проемы на крыше резервуара

Емкость, м^3	Размеры резервуара		Число проемов	Площадь проемов, м^2		Число ГПС 600/2000
	Диаметр, м	Периметр, м		Общая	Одного	
1 000	10,4	32,60	4	6,86	1,72	1 / -
3 000	19,0	59,66	6	12,54	2,05	3 / 1
5 000	21,0	65,94	7	13,86	1,98	3 / 1
10 000	28,5	89,49	9	18,81	2,09	5 / 2
20 000	40,0	125,60	13	26,40	2,03	11 / 3
20 000	46,0	144,44	15	30,36	2,02	14 / 4

В соответствии с этими положениями выполнены расчеты и определены требования к рациональному техническому решению по конструкции многофункционального противопожарного проема как проема вентиляционного и проема для подачи пены в резервуар при тушении пожара передвижной пожарной техникой. Размеры проема определены с учетом тактики тушения пожаров в резервуарах, когда расчетный расход пены подается в резервуар от пакета стволов на гребенке с пеноподъемника. На основании проработки вопроса

предлагаем для противопожарных проемов на всех типоразмерах РВСП принять единый размер окна «0,8x2,6 м», для которого может быть организовано серийное производство. Конструктивное исполнение защитной решетки должно обеспечивать возможность ее быстрого вскрытия при пожаре.

Если РВСП с вентиляционными проемами в стационарной крыше в целом квалифицировать как сооружение с пониженной пожарной опасностью, то проемы (окна) в крыше с указанными противопожарными функциями можно квалифицировать как специальные противопожарные устройства. Требование об устройстве противопожарных проемов следует включить в нормы и правила пожарной безопасности, конструкцию заполнения противопожарного проема квалифицировать как пожарно-техническую продукцию, организовать производство пожарно-технической продукции с получением лицензии на производство пожарно-технической продукции.

Автоматическое тушение пожара в кольцевом зазоре. В РВСП необходимо автоматическое тушение пожара в кольцевом зазоре, как в резервуаре с плавающей крышей, подачей пены СК через пеносливы, расположенные в противопожарных окнах над стенкой резервуара.

Таблица 8.6 – Характеристики установки автоматического тушения в кольцевом зазоре

Размеры резервуара			Площадь тушения, м ²	Раствор, л		Число ГПС
Емкость, м ³	Диаметр, м	Периметр, м		Расход лс	Запас	
1 000	10,4	33	66	5,3	4770	3 ГПС-200
3 000	19,0	60	120	9,6	8640	2 ГПС-600
5 000	21,0	66	132	10,6	9540	2 ГПС-600
10 000	28,5	89	178	14,2	12780	3 ГПС-600
20 000	40,0	126	252	20,2	18180	4 ГПС-600
20 000	46,0	144	288	23,0	20700	4 ГПС-600

Тушение развивающегося пожара. Рациональные технологии тушения различных вариантов пожара в РВСП:

пожар над затонувшим понтоном при сбросе крыши с резервуара – подача пены СК или НК сверху;

пожар при обрушении крыши в резервуар – тушение «в кармане» подслойной подачей пены по технологическим трубопроводам и тушение на открытой поверхности жидкости подачей пены сверху. Для ситуации, когда распределение пены нарушается понтоном и обрушившейся крышей, устройство стационарной СПТ по специальным трубопроводам в РВСП нецелесообразно;

пожар под зависшим понтоном – подачей пены НК или СК под понтон по технологическим трубопроводам. Если спасать в резервуаре уже нечего, устройство стационарной СПТ по специальным трубопроводам не может быть экономически обоснованным.

8.3 Исследование аэрации резервуара с понтоном

Обязательное требование ПБ для РВСП – вентилирование надпонтонного пространства аэрацией. Отечественных исследований и разработок по данному вопросу недостаточно [85]. Стандарт 650 американского института нефти для этого предусматривает:

- на стенке или стационарной крыше РВСП следует устраивать вентиляционные проемы общей площадью не менее $0,66 \text{ м}^2$ на 1 м диаметра резервуара в количестве не менее 4 и на расстояниях не более 10 м по периметру резервуара;

- кроме периферийных проемов, в центре или в наиболее высокой точке крыши резервуара должен быть проем площадью не менее $30\,000 \text{ мм}^2$;

- вентиляционные проемы должны быть закрыты коррозионно-устойчивыми жалюзийными решетками с шагом 13 мм и иметь погодные укрытия.

8.3.1 Актуальность и изученность проблемы

Концентрация паров нефтепродукта (горючих газов) в газовом пространстве резервуара над понтоном, обладающим высокой эффективностью по сокращению потерь нефтепродукта от испарения, как правило, бывает

меньше нижнего концентрационного предела распространения пламени. По данным литературных источников нижний предел взрываемости для паров товарной нефти и бензина колеблется от 1 до 2 % от объема.

Взрывоопасная концентрация горючих паров в резервуаре с понтоном может образоваться при заполнении нефтепродуктом (нефть, бензин) пустого резервуара, простоявшего с остатком, а также при длительном хранении углеводородного сырья в летних условиях.

Здесь рассматриваются периоды работы резервуара, когда он простояивает с остатком нефтепродукта или осуществляется неподвижное хранение. При заполнении и опорожнении резервуара естественная вентиляция не происходит.

Рассмотрим пример образования взрывоопасной концентрации паров нефтепродукта в газовом пространстве резервуара с понтоном. Резервуар РВСП-10000, $D = 34,2$ м; давление насыщенных паров нефтепродукта по ГОСТ 1756-2000 [44] равно $P_S = 350$ мм рт. столба, температура в резервуаре $+20^\circ\text{C}$. При этой температуре давление насыщенных паров будет 275 мм рт. столба. Резервуар стоял с остатком бензина высотой не более 300 мм, понтон был на уровне 2 м, клапан понтона открыт. Объем газового пространства над понтоном $10\,500\text{ м}^3$. Под понтоном будет насыщенная паровоздушная смесь объемом 1600 м^3 . В этом объеме будет находиться 460 м^3 паров нефтепродукта. Концентрация паров нефтепродукта под понтоном будет не менее 29 %. Среда горючая, но не взрывоопасная. При последующем заполнении этого резервуара пары нефтепродукта перейдут в надпонтонное пространство, и концентрация паров нефтепродукта над понтоном станет не менее 4,4 %. Это уже взрывоопасная концентрация, газовое пространство необходимо вентилировать [51].

Согласно ГОСТ 12.1.044-89 [45], одним из способов предотвращения взрывоопасности в резервуаре является исключение возможности образования горючей среды. Для нижнего концентрационного предела это условие записывается

$$\varphi_{\text{обез}} \leq 0,9(\varphi_u - 0,7R), \quad (8.2)$$

где φ_n – нижний концентрационный предел распространения пламени по смеси горючего газа с воздухом;

R – воспроизводимость метода определения показателя пожарной опасности при доверительной вероятности 95 %. Для нижнего предела эта величина не должна превышать 0,3 % объемных.

ГОСТ 31385-2016 [46] предусматривает обязательное проветривание через проемы (патрубки) газового пространства резервуара с понтона. Общая площадь этих проемов должна быть больше или равна $0,06 D$ (м^2), где D – диаметр резервуара. Патрубки должны располагаться равномерно по периметру на расстоянии не более 10 м друг от друга и один – в центре (рисунок 8.1).

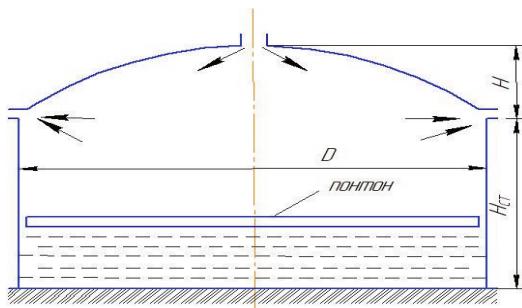


Рисунок 8. 1 – Схема вентиляции газового пространства резервуара с понтом

Эти требования заимствованы из стандарта США API 650 [163] и в условиях России расчетами и экспериментально не проверялись. Кстати, в стандарте API 650 и в стандарте Франции площадь центрального отверстия равна 0,032 кв. м, что соответствует круглому отверстию диаметром 200 мм. В ГОСТ 31385-2016 требование к центральному отверстию отсутствует. Столь малое сечение центрального патрубка свидетельствует, что стандарт API 650 не учитывает вентиляцию за счет разности плотностей паровоздушной смеси и воздуха (за счет гравитации), ГОСТ 31385-2016 также не придает этому

значения. При отсутствии ветра единственным источником вентиляции является разность плотностей паровоздушной смеси и воздуха.

Цель и задачи работы. Целью работы является исследование влияния площади вентиляционных проемов и скорости ветра на продолжительность нахождения вертикальных резервуаров с pontоном во взрывоопасном состоянии.

Для достижения этой цели поставлены и решены следующие задачи:

- анализ существующей системы естественной вентиляции газового пространства резервуаров с pontоном, принятой в ГОСТ 31385-2016;
- оценка расчетными методами продолжительности взрывоопасных периодов в газовом пространстве резервуаров с pontоном в процессе аэрации, происходящей под действием разности плотностей паровоздушной смеси и воздуха и под действием ветрового давления на крыше резервуара.

8.3.2 Математическая модель процесса аэрации резервуара с pontоном

На рисунке 8.1 показана схема вентиляции за счет разности плотностей паровоздушной смеси и воздуха. Более тяжелая паровоздушная смесь выходит через нижние патрубки, воздух входит через верхний.

По мере поступления воздуха в резервуар концентрация горючего газа уменьшается, в пределе – до нижнего концентрационного предела распространения пламени и ниже. Поэтому для поддержания взрывобезопасной концентрации кратность газообмена должна быть как можно больше. Газообмен в резервуаре происходит (здесь заполнение и опорожнение резервуара не рассматриваются): за счет разности плотностей паровоздушной смеси и воздуха, за счет ветрового давления, а также при температурном расширении и сжатии газа (малое дыхание).

Расход газов из резервуара через патрубки при вентиляции за счет разности плотностей паровоздушной смеси и воздуха определяется по формуле

$$q_{\text{п}} = \mu S_u \sqrt{2gH \frac{C(\rho_{\text{п}} - \rho_{\text{в}})}{\rho_{\text{п}} C + (1-C)\rho_{\text{в}}}}, \quad (8.3)$$

где μ – коэффициент расхода, общепринятое среднее значение этого коэффициента для резервуаров равно 0,62;

S_u – площадь сечения центрального патрубка, м²;

$\rho_{\text{п}}$; $\rho_{\text{в}}$ – плотности паров нефтепродукта и воздуха, кг/м³;

H – разность высот расположения патрубков, м;

C – концентрация паров нефтепродукта, в долях единицы.

При действии ветра на резервуар на наветренной стороне крыши наблюдается наибольшее отрицательное ветровое давление (вакуум), наименьшее – на подветренной стороне. Газ будет выходить с наветренной стороны. Что касается центрального патрубка, в зависимости от соотношения ветровых давлений на наветренной и подветренной сторонах, через него может выходить газ или входить воздух.

Расход газов за счет ветрового давления, возникающего на купольной крыше резервуара, определяется по формуле

$$q_{\text{вет}} = \mu S_{\text{пер}} \sqrt{2gH_{\text{вет}}}, \quad (8.4)$$

где $H_{\text{вет}}$ – напор от ветрового давления, м; $H_{\text{вет}} = P/\gamma_{\text{в}}$,

P – ветровое давление, Н/м²;

$\gamma_{\text{в}}$ – удельный вес воздуха, Н/м³;

S – общая площадь сечения перефирейных патрубков, через которые выходит газ или входит воздух (по величине они равны, так как резервуар «атмосферный»), м². Следует отметить, что площадь периферейных патрубков на порядок больше, чем центрального, поэтому расход паровоздушной смеси при действии ветрового давления через центральный патрубок практически отсутствует. Возможно, по этой причине в стандарте API 650 площадь центрального отверстия столь мала.

Ветровое давление определяется согласно СП 20. 13330.2016

$$P = P_0 k(z) c, \quad (8.5)$$

где P_0 – нормативное значение ветрового давления, Н/м²;

$k(z)$ – коэффициент, учитывающий изменение ветрового давления по высоте: для резервуаров высотой 20 м можно принять равным 0,85;

c – аэродинамический коэффициент; для резервуаров при $f/D = 0,2$; где D – диаметр, f – высота купола. По номограмме в СП 13330 получены следующие значения c : наветренная сторона $c = -0,95$; подветренная сторона $c = -0,3$; по серединной плоскости резервуара, перпендикулярной к направлению ветра, в том числе в центре крыши $c = -0,75$.

Эти данные показывают, что на всей поверхности купольной крыши образуется отрицательное ветровое давление. На первый взгляд, через все патрубки должен выходить газ. Это противоречит принципу: сколько газа вышло, столько же воздуха должно входить, так как резервуар «атмосферный». Значит, через какие-то патрубки будет входить воздух. Такими являются патрубки, расположенные в зоне меньшего по абсолютной величине давления. С учетом этого ветровой напор для расчета вентиляции определяется по формуле

$$H_{\text{вет}} = (P_{\text{нав}} - P_{\text{подв}}) / \gamma_{\text{в}}, \quad (8.6)$$

где $P_{\text{нав}}$, $P_{\text{подв}}$ – ветровое давление на наветренной и подветренной сторонах купольной крыши резервуара, Н/м².

При вентиляции за счет разности плотностей паровоздушной смеси и воздуха воздух поступает через центральный патрубок, площадь его задается. В отличие от этого, при действии ветрового давления общая площадь патрубков, через которые входит воздух (выходит паровоздушная смесь) зависит от величины ветрового давления на всей площади крыши. Так как точное распределение ветрового давления по всей крыше определить весьма затруднительно, в первом приближении можно принять, что площадь сечения патрубков, через которые входит воздух, равна площади, через которые выходит паровоздушная смесь.

Пусть в резервуаре объем газовой смеси с концентрацией горючих газов C_0 равен V . Через вентиляционный патрубок газ выходит с расходом Q и концентрацией горючих газов C (переменная величина, меняется от C_0 до нуля).

За время $d\tau$ в резервуар поступает $Qd\tau$ воздуха, а вытесняется $QCd\tau$ паров или горючих газов. Одновременно происходит выход паров нефтепродукта через неплотности затвора в надпонтонное пространство. Объем таких паров можно определить по уравнению

$$\frac{dV_{\Pi}}{d\tau} = k L (C_S - C) (P_A / \gamma_n), \quad (8.7)$$

где k – коэффициент, учитывающий степень герметичности затвора, м/час;

L – длина уплотняющего затвора, м;

P_A – атмосферное давление, Н/м²;

γ_n – удельный вес паров нефтепродукта, Н/м³;

C_S – концентрация паров на уровне насыщения, в долях единицы;

C – концентрация паров в газовом пространстве, в долях единицы.

По американским данным, для наружных плавающих крыш $k = (0,6 - 1,0) * 10^{-5}$ м/час.

Согласно СП 43. 13330. 2012. СНиП 2.09.03 – 85 /6/ $k = 1 \times 10^{-5}$ м/час.

Для современных затворов понтонов отсутствуют экспериментальные данные по этому коэффициенту, поэтому в расчетах воспользуемся данными для плавающих крыш. Для резервуара РВСП 20000 ($L = 125$ м) при $C_S = 0,4$; $C = 0,01$ по формуле (8.7) получаем $V = 1,8$ м³, или около 5 кг паров в час. Эта величина мала по сравнению с объемом паров, находящихся в надпонтонном пространстве, поэтому ею можно пренебречь.

Изменение объема горючего газа в резервуаре в процессе естественной вентиляции составит

$$\frac{VdC}{\lambda} = Qd\tau - QCd\tau - \kappa L (C_S - C) \frac{P_A}{\gamma_n} d\tau, \quad (8.8)$$

где $Q = q_n + q_{вс}$ – суммарный расход газов через патрубки.

Входящий в резервуар воздух перемешивается с газом не мгновенно, а постепенно, поэтому введен коэффициент λ , он учитывает неравномерность перемешивания газов со входящим воздухом, при мгновенном перемешивании $\lambda = 1$, чего на практике быть не может, поэтому этот коэффициент, как правило,

меньше единицы. По опытным данным, этот коэффициент наблюдается в пределах 0,3–0,6; в наших расчетах принято минимальное значение.

Из (8.8) получаем дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными

$$d\tau = \frac{V dC}{\lambda [Q(1-C) - kL(C_S - C) \frac{P_A}{\gamma_{\text{п}}}]}. \quad (8.9)$$

Так как $Q = q_p + q_{\text{вет}}$, окончательно получаем дифференциальное уравнение, описывающее ход изменения концентрации горючих газов (паров) в газовом пространстве резервуара в процессе вентиляции

$$d\tau = \frac{V dC}{\lambda \mu \left[S_{\text{п}} \sqrt{2gH \frac{C(\rho_{\text{п}} - \rho_{\text{в}})}{\rho_{\text{п}} C + \rho_{\text{в}}(1-C)}} + S_{\text{неп}} \sqrt{2gH_{\text{вет}}} \right] (1-C) - kL(C_S - C) \frac{P_A}{\gamma_{\text{п}}}}, \quad (8.10)$$

Интегрировав это уравнение в пределах по времени от 0 до τ , концентрацию от C_0 до C , можно получить величину продолжительности времени, в течение которого концентрация горючих газов уменьшится от C до нижнего концентрационного предела распространения пламени, например, до $C = 0,01$ (1 %)

$$\tau = \int_{C_0}^C \frac{V dC}{\lambda \mu \left[S_{\text{п}} \sqrt{2gH \frac{C(\rho_{\text{п}} - \rho_{\text{в}})}{\rho_{\text{п}} C + \rho_{\text{в}}(1-C)}} + S_{\text{неп}} \sqrt{2gH_{\text{вет}}} \right] (1-C) - kL(C_S - C) \frac{P_A}{\gamma_{\text{п}}}}. \quad (8.11)$$

8.3.3 Результаты исследования и их обсуждение

Расчеты по формуле (11) дали результаты, приведенные на рисунках 8.2 и 8.3. На рисунке 8.2 представлены результаты расчета продолжительности дегазации вертикального стального резервуара РВСП 20 000 м³, $D = 39,9$ м при: $\lambda = 0,3$; $\mu = 0,62$; $C_S = 0,4$; $L = 125$ м; $\rho_{\text{п}} = 2,75$ кг/м³; $\rho_{\text{в}} = 1,25$ кг/м³; $P_A = 10^5$ Н/м²; $g = 9,81$ м/сек²; $C = 0,08$; $C_0 = 0,01$; $S_{\text{п}} = 0,283$ м² (диаметр 600 мм). Видно, что при диаметре центрального патрубка 200 мм и перепаде высот между патрубками до 10 м время нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии не менее 60 часов.

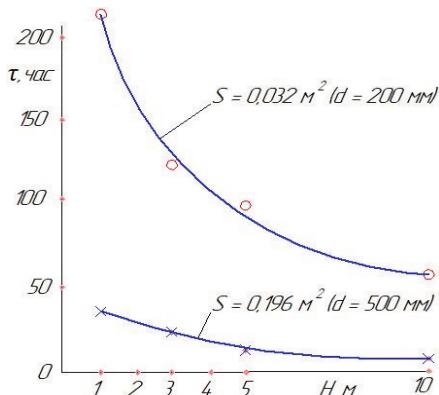


Рисунок 8.2 – Зависимость времени нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии от диаметра центрального патрубка и разности высот вентиляционных патрубков при скорости ветра, равной нулю

Увеличение диаметра центрального патрубка до 500 мм снижает время нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии при отсутствии ветра в нашем примере до 9,8 часа (более чем в 6 раз).

Рассмотрена продолжительность дегазации резервуара при тех же параметрах с учетом скорости ветра до 15 м/с, и различных площадях сечения нижних патрубков (рисунок 8.3). Установлено, что наличие ветра значительно сокращает продолжительность дегазации резервуара. Так, при суммарной площади сечения нижних патрубков, равной $0,036 D$, и скорости ветра 10 м/с продолжительность нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии в нашем примере не превышает 1,08 часа, а при скорости ветра 15 м/с – 0,88 часа (кривая 1). Увеличение суммарной площади сечения нижних патрубков до $0,06 D$ (кривая 2) и скорости ветра 10 м/с продолжительность нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии в нашем примере не превышает 0,63 часа, а при $v = 15$ м/с – 0,51 часа.

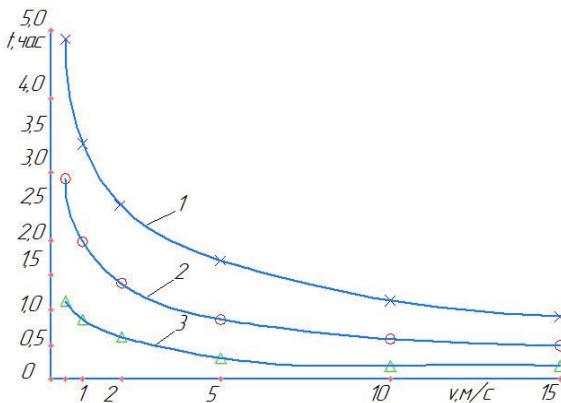


Рисунок 8.3 – Зависимость времени нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии от скорости ветра и сечения вентпатрубков:
 1 – $S_1 = 0,196 \text{ м}^2$ ($d = 500 \text{ мм}$); 2 – $S_2 = 0,283 \text{ м}^2$ ($d = 600 \text{ мм}$);
 3 – продух шириной 50 мм

Устройство продуха шириной 50 мм в области соединения купола со стенкой резервуара позволяет сократить продолжительность нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии в нашем примере до 0,19 часа (кривая 3).

Выводы

1. Естественная вентиляция газового пространства резервуара происходит за счет действия двух сил, образующихся:
 - за счет разности плотностей паровоздушной смеси в резервуаре и наружного воздуха;
 - за счет ветрового давления, возникающего на крыше резервуара.
2. Получен алгоритм расчета продолжительности нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии при ветровом давлении, а также при отсутствии ветра.
3. Чем больше разность геодезических отметок центрального и периферийных патрубков, тем эффективнее вентиляция. Это расстояние будет

наибольшим, если нижние вентиляционные патрубки расположить на верхнем поясе резервуара или оборудовать резервуар продухом.

4. Увеличение скорости ветра более 10 м/сек существенно не влияет на продолжительность нахождения резервуара во взрывоопасном состоянии.

5. Увеличение диаметра центрального патрубка с 200 до 500 мм позволяет значительно сократить продолжительность дегазации резервуара в безветренную погоду.

8.4 Исследование живучести резервуара с алюминиевыми конструкциями в условиях пожара

В резервуаре с понтоном (РВСП) происходит горение ЛВЖ в кольцевом зазоре между понтоном и корпусом резервуара. Ширина кольцевого зазора во всех типоразмерах РВСП одинакова и равна 0,2 м. Уплотнение в зазоре условно отсутствует. Резервуары имеют аэрационные проемы по периметру крыши через каждые 10 м площадью не менее 0,66 м² на 1 м диаметра резервуара. В центре крыши имеется также аэрационное отверстие площадью 30 000 мм². Корпус резервуара стальной. Купольная крыша и понтон – из алюминиевых сплавов. Понтон находится на верхнем или нижнем уровне взлива.

Цель – определить время от начала возникновения пожара, через которое возможна потеря несущей способности (огнестойкости) крыши и понтона резервуара.

Задача решается теоретическими расчетами на основе известных уравнений тепломассообмена в условиях пожара, а также проведением опытов на модели резервуара, выполненной по условиям моделирования температурного режима в замкнутых пространствах. В результате сравнения результатов расчетов и опытов температурных полей в надпонтонном объеме и на поверхностях понтона и крыши делается вывод о достоверности применения известных расчетных методов в замкнутых пространствах при пожаре для аналогичных расчетов температурных полей в надпонтонном пространстве и на конструкциях резервуара. При необходимости вносятся соответствующие

поправки в известные расчетные уравнения и выполняются расчеты температурных полей при пожаре во всех типоразмерах РВСП с выводами об огнестойкости крыш и pontonov резервуаров при известной критической температуре для несущей способности алюминиевых сплавов. Кроме того, поведение крыши и pontona в условиях опытов непосредственно покажет их предел огнестойкости.

8.4.1 Моделирование резервуара

Во всех типоразмерах резервуаров ширина кольцевого зазора одинакова, и отношение площади поверхности горения к внутренним поверхностям теплообмена F тем больше, чем меньше объем резервуара. Следовательно, температура в объеме и на поверхностях резервуара при прочих равных условиях тем выше, чем меньше емкость резервуара, а огнестойкость, наоборот, в меньших резервуарах ниже. Поэтому за натурный резервуар принимаем меньший в ряду резервуаров – РВСП-1000, имеющий диаметр $d = 10,4$ м; высота $h = 9$ м; периметр $\Pi = 32,6$ м. Тогда площадь одного аэрационного проема по периметру крыши $\omega_{H,1} = h_H * b_H = 0,8 * 2,6 = 2,08 \text{ м}^2$ и четырех проемов - $\omega_H = 8,32 \text{ м}^2$. Площадь поверхности горения в кольцевом зазоре $S_g = \Pi * \delta = 32,6 * 0,2 = 6,52 \text{ м}^2$, $f_{\text{гор}} = \Pi * \delta = 32,6 * 0,2 = 6,52 \text{ м}^2$.

Модель резервуара рассчитывалась по условиям моделирования [7, 8] так, чтобы при расчетах и в опытах в сходственных точках модели и натуры получить равные температуры. Принимаем для модели: масштаб $M = 1:5 = 0,2$, высота $h_M = M * h_H = 0,2 * 9 = 1,8$ м; диаметр модели $d_M = M * d_H = 0,2 * 10,4 = 2,1$ м; высота проемов по периметру крыши $h_m = M * h_H = 0,2 * 0,8 = 0,16$ м; ширина проема модели $b_m = \sqrt{M} * b_H = \sqrt{0,2} * 2,6 = 1,16$ м; ширина четырех проемов – 4,64 м, площадь – 0,744 м²; площадь сечения центрального патрубка в крыше $\omega_M = M^{1,5} * \omega_H = 0,2^{1,5} * 0,03 = 0,0027 \text{ м}^2$.

8.4.2 Расчет температурного поля газов

В качестве горючей жидкости в расчетах и опытах принимаем дизельное топливо, имеющее горючие теплофизические свойства [16]: установившаяся массовая скорость выгорания $m = 150 \frac{\text{кг}}{\text{м}^2 \cdot \text{ч}}$; низшая теплота сгорания $Q_H^p = 41870 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}$; объем воздуха для сгорания 1 кг $V_0 = 11,2 \frac{\text{м}^3}{\text{кг}}$; объем газов, образующихся от сгорания 1 кг $V_\Gamma^0 = 12 \frac{\text{м}^3}{\text{кг}}$ при нормальных условиях; температура самовоспламенения $t_{cb} = 300^\circ\text{C}$; коэффициент неполноты сгорания $\eta = 0,9$.

Расход топлива:

$$\text{в натуре } B_H = m f_{cop} = 150 \cdot 6,52 = 978 \frac{\text{кг}}{\text{ч}}$$

$$\text{в модели } B_M = M^2 B_H = 0,2^2 \cdot 978 = 39,1 \frac{\text{кг}}{\text{ч}}$$

Объем надпонтонного пространства складывается из объема цилиндрической части резервуара при верхнем уровне взлива высотой $h_u = 0,2 \cdot 978$ м.

$h_u = 3,14 \cdot 1,05^2 \cdot 0,2 = 0,7 \text{ м}^3$ и объема сферического сегмента (купола) высотой $h_k = 0,4$ м, принятой конструктивно

$$V_{cp} = \frac{1}{3} \pi h_k^2 (3r - 2) = \frac{1}{3} \cdot 3,14 \cdot 0,4^2 (3 \cdot 1,05 - 2) = 0,2 \text{ м}^3.$$

$$\text{Полный объем } V = V_u + V_{cp} = 0,7 + 0,2 = 0,9 \text{ м}^3.$$

Поверхность тепловосприятия надпонтонного пространства состоит из поверхности понтона, цилиндрической части резервуара и сферического сегмента (купола)

$$\begin{aligned} F &= \pi r^2 + \pi d h_u + \pi h_k (4r - h_k) = \\ &= 3,14 \cdot 1,05^2 + 3,14 \cdot 2,1 \cdot 0,2 + 3,14 \cdot 0,4 (4 \cdot 1,05 - 0,4) = 9,6 \text{ м}^2. \end{aligned}$$

Далее задача решается методом последовательных приближений. Предварительно задаются среднеобъемной температурой продуктов горения в надпонтонном пространстве и рассчитывают газообмен через имеющиеся отверстия. Примем предварительно $t_f = 500^\circ\text{C}$.

Отношение площадей центрального и боковых отверстий в крыше

$$\frac{\omega_2}{\omega_1} = \frac{0,0027}{0,744} \cdot 100 = 0,36 \text{ \%}.$$

При таком малом отношении этих отверстий плоскость равных давлений располагается на уровне центров боковых отверстий, и они одновременно работают на приток и вытяжку как один проем, приведенный к вертикальному положению H умножением хорды на синус угла наклона купола у стенки резервуара

$$H = 0,16 \cdot \sin 45^\circ = 0,16 \cdot 0,707 = 0,113 \text{ м.}$$

Уравнение расхода газов через один вертикальный проем под действием избытка тепла имеет вид [149]

$$G = \frac{2}{3} \mu b \sqrt{\frac{2H^3 g(p_0 - p_t) p_0 p_t}{(\sqrt[3]{p_0} + \sqrt[3]{p_t})^3}}; \quad (8.12)$$

$$G = \frac{2}{3} 0,6 \cdot 4,65 \sqrt{\frac{2 \cdot 0,113^3 \cdot 9,81(1,205 - 0,457) \cdot 1,205 \cdot 0,457}{(\sqrt[3]{1,205} + \sqrt[3]{0,457})^3}} = 0,0777 \frac{\text{кг}}{\text{с}} = \\ = 279,6 \frac{\text{кг}}{\text{ч}} = 216 \frac{\text{м}^3}{\text{ч}} \text{ при нормальных условиях.}$$

В уравнении расхода: μ – коэффициент расхода; b – ширина боковых проемов; p_0 и p_t – плотность газов при $t_0 = 20^\circ\text{C}$ и $t_f = 500^\circ\text{C}$ соответственно.

Газообмен через центральное отверстие

$$V_{u,o} = 3600 \vartheta f_0 \frac{p_t}{p_0} = 3600 \cdot 3,35 \cdot 0,0027 \frac{0,457}{1,205} = 12 \frac{\text{м}^3}{\text{ч}}.$$

Здесь ϑ – скорость истечения газов через отверстие.

$$\vartheta = \sqrt{\frac{2g \cdot \Delta p}{p_t}} = \sqrt{\frac{2gh_2 \cdot (p_0 - p_t)}{p_t}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 9,81 \cdot 0,35 (1,205 - 0,457)}{0,457}} = 3,35 \frac{\text{м}}{\text{с}};$$

h_2 – расстояние от плоскости равных давлений до горизонтального сечения центрального отверстия.

Суммарный газообмен составит $V_s = 216 + 12 = 228 \frac{\text{м}^3}{\text{ч}}$ при н. у.

Коэффициент избытка воздуха

$$\alpha_m = \frac{V_B + \frac{V}{\tau}}{V_0 B_M} = \frac{228 + \frac{0,9}{0,5}}{11,2 \cdot 39,1} = 0,52.$$

В надпонтонном пространстве модели интенсивность горения будет определяться газообменом. Максимально возможное количество сгорающей жидкости составит

$$B_{\max} = B_M \cdot \alpha_m = 39,1 \cdot 0,52 = 20,3 \frac{\text{кг}}{\text{ч}}$$

В дальнейших расчетах используются расход жидкости $B = 20,3 \frac{\text{кг}}{\text{ч}}$ и коэффициент избытка воздуха $\alpha_m = 1$.

Объем продуктов горения от сгорания 1 кг дизельного топлива

$$V_T = V_\Gamma^0 + V_0 (\alpha_m - 1) = 12 + 11,2 (1 - 1) = 12 \frac{\text{м}^3}{\text{кг}} \text{ при нормальных условиях.}$$

Адиабатическая температура горения

$$T_a = \frac{\eta Q_H^p}{V_T C_p} + 273 = \frac{0,9 \cdot 41870}{12 \cdot 1,67} + 273 = 2150 \text{ } ^\circ\text{К.}$$

Теплоемкость C_p находим по графику [16] при $\alpha_m = 1$ и t_a методом последовательных приближений.

Критерий подобия Больцмана

$$B_0 = \frac{\eta B V_T C_p}{\zeta_0 \cdot 10^{-8} \varepsilon_{np} F T_a^3} = \frac{0,9 \cdot 20,3 \cdot 12 \cdot 1,43}{20,5 \cdot 10^{-8} \cdot 0,476 \cdot 9,6 \cdot 2150^3} = 0,0337;$$

$$\varepsilon_{np} = \frac{1}{1 + 2,2 t_f 10^{-3}} = \frac{1}{1 + 2,2 \cdot 500 \cdot 10^{-3}} = 0,476.$$

Искомая среднеобъемная температура газов в надпонтонном пространстве

$$\frac{T_m}{T_a} = 0,66 B_0^{0,17} = 0,66 \cdot 0,0337^{0,17} = 0,37,$$

откуда $T_m = 0,3 T_a = 0,37 \cdot 2150 = 797 \text{ } ^\circ\text{К} = 524 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Расхождение с предварительно принятой среднеобъёмной температурой, равной $500 \text{ } ^\circ\text{C}$, составит

$$\Delta = \frac{524 - 500}{524} \cdot 100 = 4,6 \% < 5 \text{ } \%$$

Окончательно принимаем, что через 30 мин от начала пожара, $t_f = 512 \text{ } ^\circ\text{C} = 785 \text{ } ^\circ\text{K}$.

При расхождении заданной и полученной величины t_f более 5 % расчет повторяют в той же последовательности.

Изменение температуры во времени. Расчетное уравнение имеет вид

$$\frac{T_{f_1\tau}}{T_{f_1\tau_0}} = \left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)^n, \quad (8.13)$$

где $T_{f_1\tau}$ – температура газов через текущее время τ , ^0K ;

$T_{f_1\tau_0}$ – температура газов через $\tau_0 = 30$ минут; n – показатель степени, зависит от скорости выгорания жидкости $n=0,001$ м.

Далее полагаем, что потеря несущей способности конструкций резервуара может наступить через $\tau = 15 \div 60$ минут.

Через $\tau = 15$ мин

$$\frac{T_{\tau,\tau}}{T_{f,\tau} \cdot 785} = \left(\frac{15}{30}\right)^{0,001150} = 0,9;$$

$$T_{f,\tau} = 785 \cdot 0,9 = 707^0\text{K} = 435^0\text{C}.$$

Через $\tau = 60$ мин

$$T_{f,\tau} = 785 \left(\frac{60}{30}\right)^{0,15} = 871^0\text{K} = 598^0\text{C}. \quad (8.14)$$

Изменение температуры газов по высоте надпонтонного пространства определяется по уравнению

$$T_{f,\tau,y} = T_{f,\tau} \left(0,8 + 0,2 \frac{y}{y_0}\right), \quad (8.15)$$

где $T_{f,\tau}$ – среднеобъемная температура через время τ , ^0K ; $y_0 = 0,3$ м – половина высоты надпонтонного объема; $y = 0$ у поверхности понтонов и $y = 0,6$ м под крышей. Результаты расчета сведены в таблице 8.8.

Таблица 8.8 – Изменение температуры в резервуаре

τ , мин	Температура, ^0C		
	Среднеобъемная	Над понтоном	Под крышей
15	435	275	575
30	512	355	670
60	600	425	745

Расчет температурного поля упрощается, если использовать номограмму [149], построенную на основе изложенной выше методики.

Расчет температурного поля газов в надпонтонном пространстве при нижнем взливе жидкости. Объем надпонтонного пространства $V = 5 \text{ м}^3$. Поверхность тепловосприятия $F = 17,5 \text{ м}^2$.

Примем предварительно $t_f = 400^\circ\text{C}$. В уравнении газообмена изменится только величина $\rho_t = 0,525$, и он составит

$$V = 0,08 \frac{\text{кг}}{\text{с}} = 288,6 \frac{\text{кг}}{\text{ч}} = 223 \frac{\text{м}^3}{\text{ч}}.$$

при н. у., т. е. практически остался таким же, как при верхнем взливе.

С учетом газообмена через центральное отверстие суммарный газообмен составит $V_e = 235 \frac{\text{м}^3}{\text{ч}}$.

Коэффициент избытка воздуха

$$\alpha_m = \frac{V_B + \frac{V}{\tau}}{V_0 B_M} = \frac{235 + \frac{5}{0,5}}{11,2 \cdot 39,1} = 0,556. \quad (8.16)$$

Максимальный расход жидкости $B_{max} = 0,556 \cdot 39,1 = 21,8 \frac{\text{кг}}{\text{ч}}$.

Далее в расчете используем номограмму.

Плотность теплового потока на ограждающие поверхности

$$q = \frac{\eta B Q_H^p}{4,187 F} = \frac{0,9 \cdot 21,8 \cdot 41870}{41870 \cdot 17,5} = 11200 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2}. \quad (8.17)$$

По номограмме или формуле $t_f = 4,2 \sqrt{q}$ [148] при $\alpha_m = 1$, найдем $t_f \approx 440^\circ\text{C}$.

Окончательно принимаем $t_f = \frac{400+440}{2} = 420^\circ\text{C}$.

Расчеты по изменению температуры во времени и по высоте сведены в таблицу 8.9.

Таблица 8.9 – Расчетные температуры в резервуаре

τ , мин	Температура, $^\circ\text{C}$		
	Среднеобъемная	Над понтоном	Под крышей
5	350	220	470
30	420	280	550
60	500	340	620

Сравнивая данные таблицы 8.8 и 8.9, заметим, что при нижнем взлите расчетная температура примерно на 20 % ниже, чем при верхнем взлите жидкости.

8.4.3 Расчет температуры металла крыши резервуара при пожаре

Расчет усредненных во времени температур продуктов горения в надпонтонном пространстве. Имеем случай нестационарной теплопроводности стенки при несимметричных граничных условиях 3-го рода. Снизу крыша нагревается продуктами горения с температурой t_f' при коэффициенте теплообмена α_1 , сверху крыша охлаждается в конвективном и лучистом теплообмене при температуре наружного воздуха t_f'' и коэффициенте теплообмена α_2 . Аналитическое решение нестационарной теплопроводности стенки в этих условиях отсутствует.

Настил крыши имеет очень малую толщину $\delta = 1,3 \div 3$ мм и высокие коэффициенты теплопроводности $\lambda \approx 230 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^0\text{C}}$ и температуропроводности $\alpha \approx 0,3 \frac{\text{м}^2}{\text{ч}}$, вследствие чего термическое сопротивление настила очень мало и можно для приближенного расчета принять квазистационарный режим теплопроводности, то есть за расчетный период времени температуру продуктов горения усреднить и расчет теплообмена вести по уравнениям стационарной теплопроводности.

Изменение текущей температуры продуктов горения описывается дифференциальным уравнением

$$T_{f_1\tau} = \frac{1}{\tau} \int_0^\tau T_{f_1\tau_0} \left(\frac{\tau}{\tau_0} \right)^n d\tau, \quad (8.18)$$

откуда после интегрирования

$$\frac{T_{f_1\tau_0}}{(n+1)\left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)} \left(\frac{\tau}{\tau_0} \right)^{n+1} = \frac{T_{f_1\tau_0}}{1,15\left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)} \left(\frac{\tau}{\tau_0} \right)^{1,15}. \quad (8.19)$$

Усредненная температура за 15 мин

$$T_{f_1 \tau=15} = \frac{708}{1,15 \left(\frac{15}{30}\right)} \left(\frac{15}{30}\right)^{1,15} = 554 \text{ K} = 281 \text{ }^{\circ}\text{C}.$$

Результаты расчетов температуры среднеобъемной, над понтоном и под крышей через 15, 30 и 60 мин при верхнем взливе сведены в таблицу 8.10, при нижнем взливе – в таблицу 8.11.

Таблица 8.10 – Температура при верхнем взливе

τ , мин	Temperatura, $^{\circ}\text{C}$					
	Среднеобъемная		Над понтоном		Под крышей	
	Текущая	Средняя	Текущая	Средняя	Текущая	Средняя
15	435	281	275	156	575	390
30	512	412	355	273	670	547
60	600	570	425	400	745	709

Таблица 8.11 – Температура при нижнем взливе

τ , мин	Temperatura, $^{\circ}\text{C}$					
	среднеобъемная		над понтоном		под крышей	
	текущая	средняя	текущая	средняя	текущая	средняя
15	350	215	220	113	470	309
30	420	330	280	208	550	443
60	500	473	340	318	620	589

Коэффициент теплообмена между продуктами сгорания и внутренней поверхностью крыши

$$\alpha_1 = 11,63 e^{0,0023 y_{cp}}, \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \text{ }^{\circ}\text{C}}. \quad (8.20)$$

Коэффициент теплообмена между внешней поверхностью крыши и окружающей средой α_2 складывается из коэффициентов теплообмена в конвективном теплообмене α_k и в лучистом теплообмене α_l , которые вычисляются по известным методикам [148]. При этом степень черноты поверхности крыши из алюминиевых сплавов принята равной $\varepsilon = 0,3$. Результаты расчетов сведены в таблицу 8.12.

Таблица 8.12 – Коэффициенты теплообмена

$\Delta t = t_w - t_f' {}^0C$	100	200	300	400	500	600
$\alpha_1, BT / M^2 {}^0C$	7	8,2	8,75	8,9	8,8	8,8
$\alpha_2, BT / M^2 {}^0C$	3,3	4,3	6,15	8,77	12,2	16,5
$\alpha_2, BT / M^2 {}^0C$	10,3	12,5	15,0	17,6	21,0	25,0

Обобщая результаты расчетов, представленных в таблице 8.12, получим приближенную формулу для вычислений $\alpha_2 = f(\Delta t)$

$$\alpha_2 \approx \sqrt{\Delta t} . \quad (8.21)$$

Температура на внутренней и наружной поверхностях алюминиевой крыши отличается лишь на доли градуса. Поэтому примем ее одинаковой на обеих поверхностях.

При квазистационарном режиме теплопередачи имеем тепловые потоки:

$$q_1 = \alpha_1 (t_f' - t_w) - \text{на внутренней поверхности};$$

$$q_2 = \alpha_2 (t_w - t_f'') - \text{на наружной поверхности};$$

$$q_1 = q_2, \text{ откуда}$$

$$t_w = \frac{\alpha_1 t_f' + \alpha_1 t_f''}{\alpha_1 + \alpha_2} . \quad (8.22)$$

Далее задача решается методом последовательных приближений. Задаются величиной t_w , по уравнению (21) определяют α_2 . Величину усредненной температуры t_f' принимают по таблице 8.10 и 8.11, по формуле 20 определяется α_1 . По уравнению (8.19) определяют температуру t_w , сравнивают заданную и полученную величины t_w и при их расхождении более 5 % расчет повторяют в той же последовательности.

Например, в интервале 15 мин: по таблице 8.10 усредненная температура $t_f' = 390 {}^0C$, по (8.11) $\alpha_1 = 11,63e^{0,0023390} = 28,5, \frac{Bm}{M^2}$. Задаемся после ряда приближений $t_w = 260 {}^0C$, температура окружающей среды $t_f'' = 20 {}^0C$,

$$\Delta t = 240 {}^0C, \alpha_2 = \sqrt{240} = 15,5 \frac{Bm}{M^2 {}^0C} ;$$

по (8.13)

$$t_w = \frac{390 \cdot 28,5 + 15,5 \cdot 20}{28,5 + 15,5} = 260 \text{ } ^\circ\text{C}; \Delta = 0 \text{ \%}.$$

Для других отрезков времени уровней взливов жидкости результаты расчета сведены в таблицу 8.13.

Таблица 8.13 – Изменение температуры купола во времени

τ , мин	Temperatura, $^\circ\text{C}$			
	при верхнем взливе		при нижнем взливе	
	Средняя газов	крыши	Средняя газов	крыши
15	390	260	309	200
30	547	380	443	300
60	709	520	589	410

Температура материала понтонов рассчитывается по тем же формулам, что и для крыши. Результаты расчета сведены в таблицу 8.14.

Таблица 8.14 – Изменение температуры понтонов во времени

τ , мин	Temperatura, $^\circ\text{C}$			
	при верхнем взливе		при нижнем взливе	
	Средняя газов	понтона	Средняя газов	понтона
15	156	120	113	85
30	273	180	208	140
60	400	270	318	210

Результаты вычислений температуры крыши и понтонов при верхнем и нижнем взливе. Графики изменения расчетной температуры во времени обобщаются в виде формул

$$t_w = f(\tau), \quad (8.23)$$

для крыши при верхнем взливе

$$t_w = 67 \sqrt{\tau}, \quad (8.24)$$

для крыши при нижнем взливе

$$t_w = 53 \sqrt{\tau}, \quad (8.25)$$

для понтонов при верхнем взливе

$$t_w = 35 \sqrt{\tau}, \quad (8.26)$$

для понтона при нижнем взлите

$$t_w = 27 \sqrt{\tau}. \quad (8.27)$$

8.4.4 Исследование предела огнестойкости алюминиевых конструкций

Алюминиевые сплавы по сравнению со сталью имеют ряд преимуществ: малая плотность, высокая удельная прочность, стойкость против коррозии, технологичность изготовления, отсутствие искрообразования при удачах, малая степень черноты. В связи с этим алюминиевые сплавы находят широкое применение в строительстве для окон, дверей, наружных стен, перегородок, подвесных потолков и мембран. За рубежом (США и др.) они применяются для крыш резервуаров. Для несущих сварных конструкций применяют сплавы АМГ-6, В92Т, АР-Т1, для клепаных конструкций Д1Т, Д16Т и др. Однако алюминиевые сплавы уступают стали в части сохранения прочности при нагревании в условиях пожара. В таблице 8.15 приведены данные [64] о снижении прочности ряда алюминиевых сплавов при нагревании.

Таблица 8.15 – Зависимость прочности алюминиевых сплавов от температуры

Марки сплавов	Доля потери прочности m_t при температуре металла, °C				
	50	100	150	200	300
АМ	1	0,8	0,7	0,6	0,35
АМ ₄ , АМ ₄₋₆	1	0,9	0,8	0,7	0,3
Д1, Д16	1	0,95	0,85	0,8	0,4
АД31	1	0,75	0,7	0,6	-
АД33	1	-	0,75	0,65	0,2
В92	1	0,75	0,65	0,55	0,25

По данным таблицы 8.15 построены графики $m_t = f(t)$. Если на этих графиках по тем же закономерностям продолжить линии до пересечения с осью температур, то получим, что полная потеря несущей способности алюминиевых сплавов наступает при температуре 350÷450 °C (рисунок 8.4).

Во ВНИИПО МВД СССР проведены огневые испытания мембранны толщиной 1 мм из сплава АМГ2П /10/. Мембрана разрушилась через 6 минут

испытаний. По стандартной температурной кривой 6 минутам соответствует температура в печи, равная 583 °С. По приведенным выше расчетам этой температуре продуктов горения соответствует температура сплава, равная 400 °С.



Рисунок 8.4 – Огнестойкость алюминиевой купольной крыши резервуара при температуре 380 °С

В случае купольной крыши и понтонов при отсутствии внешней нагрузки при пожаре можно предварительно принять, что критическая температура крыши и понтонов равна $t_{kp} = 450$ °С. Подставляя $t_{kp} = 450$ °С в формулу 19, получим время τ_{kp} (предел огнестойкости) крыши и понтонов при пожаре в кольцевом зазоре резервуара РВСП-1000 и его модели в масштабе М = 1:5:

- для крыши при верхнем взливе $\tau_{kp} = \left(\frac{450}{67}\right)^2 = 45$ мин;
- для крыши при нижнем взливе $\tau_{kp} = \left(\frac{450}{53}\right)^2 = 72$ мин;
- для понтонов при верхнем взливе $\tau_{kp} = \left(\frac{450}{35}\right)^2 = 165$ мин;
- для понтонов при нижнем взливе $\tau_{kp} = \left(\frac{450}{27}\right)^2 = 277$ мин.

Таким образом, аналитически и физическим экспериментом определено время живучести алюминиевых конструкций (купольная крыша и понтон из алюминиевых сплавов) вертикального стального резервуара при пожаре.

Глава 9 Живучесть алюминиевых конструкций в нефтяных средах

9.1 Опыт применения алюминиевых сплавов в резервуаростроении

Высокая коррозионная стойкость алюминия и его сплавов во многих органических соединениях, водных растворах электролитов, окислительных и сероводородсодержащих средах, характерных для нефтяной и газовой промышленности, является весьма ценным качеством их как перспективных конструкционных материалов для нефтегазового оборудования и, в частности, резервуаров [102].

Многолетний промышленный опыт применения алюминиевых конструкций в резервуаростроении ряда стран (США, Германия и др.) указывает на высокую эффективность, надежность и экологичность таких технических решений [91]. Однако зарубежные и отечественные марки алюминиевых сплавов не идентичны по составу, поэтому простое копирование проектов в определенной мере может повлиять на эксплуатационные характеристики изделий. Вопросы по использованию алюминия и его сплавов в практике резервуаростроения освещены недостаточно.

Резервуары разного назначения изготавливали целиком из алюминиевых сплавов или из алюминиевых сплавов и стали в различных конструктивных сочетаниях.

Примером резервуаров, выполненных целиком из алюминиевых сплавов, могут служить резервуары емкостью 500 м³ для хранения фенола, построенные в Польше [9]. Резервуары этого типа представляют собой цилиндрическую оболочку со сферической кровлей и днищем. Высота резервуаров – 8,9 м, диаметр – 8,8 м. Корпус каждого состоял из пяти поясов (три нижних из листов толщиной 8 мм, два верхних из листов толщиной 6 мм). Соединения листов – сварные, выполнялись неплавящимся вольфрамовым электродом в среде нейтрального газа.

В Венгрии проектным институтом алюминиевой промышленности «Алютерв» были разработаны целиком выполненные из алюминия резервуары емкостью 320 и 750 м³. Резервуар емкостью 320 м³ имеет высоту 11,3 м; диаметр днища – 6 м, общая масса конструкции – 3,45 т. У резервуара емкостью 750 м³ высота – 13,6 м, диаметр днища – 9 м, общая масса – 8,09 т.

Самый большой резервуар из алюминия емкостью 3500 м³ построен в Малаге (Испания). Диаметр резервуара – 18,9 м, высота – 12,9 м. Корпус состоял из семи поясов, выполненных из листов толщиной от 6,5 до 38,5 мм, днище из листов толщиной 8 мм. Соединения листов сварные; сварка производилась непосредственно на строительной площадке.

Известно о применении алюминия при сооружении резервуаров, предназначенных для хранения лаков и красок, так как он не изменяет своих свойств под действием различных органических веществ, кроме того, исключается изменение цвета хранящихся в резервуаре продуктов.

Резервуары из алюминия традиционной конструкции применяются для водосборников, водонапорных башен и т. д.

Алюминий используется также в конструкциях резервуаров, предназначенных для хранения сжиженных газов при низких температурах и имеющих многослойные стенки. Внутренняя оболочка резервуаров, являющаяся непосредственным хранилищем, выполняется из алюминия, наружная – из стали (между оболочками, отстоящими одна от другой на расстоянии около 1 м, расположены слои теплоизоляции). Резервуары для жидкых газов применяются самой разнообразной формы. Однако наиболее распространены цилиндрические резервуары со сферической кровлей и резервуары в виде шара.

Для хранения жирных кислот изготавливали резервуары емкостью 700 м³ из алюминиево-магниевых сплавов АМг5В.

Резервуары танкеров-керосиновозов в большинстве случаев изготавливают из сплава типа АМг4.

В 1959 г. на Волго-Донском комбинате синтетических жирозаменителей построен алюминиевый резервуар емкостью 1000 м³ из сплава АМг5, сваренный

на заводе аргонодуговой сваркой из листов в 5 вертикальных лепестков, а на стройплощадке – газовой сваркой под слоем флюса (монтажная сварка проводилась под наблюдением института электросварки им. Е. О. Патона).

Для хранения нефти с большим содержанием серы и других подобных материалов в США, Канаде и других странах применяют цилиндрические резервуары, у которых днище и нижняя часть корпуса изготавливаются из низкоуглеродистой стали, а покрытие и верхняя часть корпуса – из алюминия. Соединения верхних и нижних частей разнообразны по конструктивному исполнению. Для ликвидации контактов между сталью и алюминием ставят прокладки из диэлектриков.

В научно-технических изданиях [9] имеется информация о положительном опыте применения в СССР алюминиево-магниевых сплавов при изготовлении крыш и верхних поясов резервуаров для хранения сырых агрессивных сернистых нефтей. В 1959 г. по проекту института «Гипропропнефть» для хранения сернистой нефти было построено 6 резервуаров емкостью 2000 м³ смешанной алюминиево-стальной конструкции. Аналогичной конструкции построены и резервуары емкостью 1000 м³. В них применены алюминиевые сплавы типа АМг.

Резервуар с алюминиевой крышей и верхним поясом емкостью 1000 м³ состоял из шести нижних поясов, выполненных из стали марки Ст. 3 методом рулонирования, и седьмого – верхнего пояса, выполненного из алюминиевого сплава марки АМг, в виде десяти отдельных монтажных элементов.

Алюминиевая крыша резервуара монтировалась из одного центрального и двенадцати плоских щитов. Щиты состояли из каркаса, выполненного из сварного двутавра, прессованных швеллеров и уголков. Листы кровли приваривались к каркасу щита. Заводские и монтажные сварные соединения конструкции резервуара из алюминиевых сплавов выполнялись аргонодуговой сваркой. Стальной и алюминиевый пояса соединяли на бензостойкой полихлорвиниловой прокладке оцинкованными болтами.

Лабораторные, стеновые, промысловые испытания алюминиевых сплавов различных марок, выполненные ОАО «ВНИИТнефть» на собственной

базе, а также с привлечением специализированных лабораторий ВИЛС и РГУ нефти и газа им. И. М. Губкина, позволили выбрать марку алюминиевого сплава, наиболее стойкого к средам сероводородсодержащих нефтяных месторождений [75] – АМг-3. Защита этого сплава методом плакирования сплавом АЦпл значительно повышает его стойкость к локальным видам коррозии. Плакирующий слой обеспечивает эффективную защиту основного металла, сварного шва и околосшовной зоны, радиус дальнодействия плакирующего слоя АЦпл составляет около 15 мм.

ОАО «ВНИИТнефть» разработан технический проект, по которому на Самарском резервуарном заводе изготовлен стальной резервуар объемом 5000 м³ с алюминиевой крышей, он был смонтирован в НГДУ «Арланнефть» на НСП Ашит (АНК «Башнефть»). При проектировании, изготовлении и монтаже резервуара учтены основные положения американского стандарта APJ-650, приложения G и отечественный опыт изготовления и сварки алюминиевых конструкций. Условия сварки и сборки стальных конструкций резервуара, материалы для их изготовления, а также решения конструктивных элементов днища, корпуса и лестницы сохранены по аналогии с типовыми проектами стальных резервуаров. Сферическая алюминиевая крыша состоит из одного центрального и 24 крупногабаритных блок-щитов, включающих настил и элементы каркаса. Настил крыши изготовлен из плакированных с двух сторон листов алюминиевого сплава АМг-ЗАМ. Толщина листа – 4 мм, а плакирующего слоя – 0,16...0,20 мм. Каркас крыши имеет несущие радиальные балки из прессованного профиля двутаврового сечения 240 x 105 x 6 мм и поперечные элементы жесткости из прессованного профиля швеллерного сечения 125 x 80 x 10 x 8 и 80 x 40 x 4 мм алюминиевого сплава АМг6.

Сварка настилов и их приварка к каркасу выполнены ручной электродуговой сваркой в среде аргона неплавящимся латунированным электродом марки ВЛ диаметром 4 мм, сварочной проволокой марки св. АМг-3 диаметром 3,15 мм. Сварка каркасов проведена полуавтоматом ПРМ-4М в среде аргона сварочной проволокой марки св. АМг-3 диаметром 2 мм. В качестве

настила переходных по крыше площадок и доборных элементов треугольного сечения для соединения их под углом друг к другу применен просечно-вытяжной лист из сплава АМг-ЗАМ толщиной 4 мм. Каркас площадок, стойки, поручни ограждения выполнены из прессованного равнобокого уголка 50 x 50 x 5 и 25 x 25 x 3 мм. Из сплава АМг-6, нижняя полоса ограждения – из листа АМг-6М толщиной 5 мм. В условиях резервуарного парка монтажная сварка осуществлена сварочной проволокой свАМг-5 диаметром 2 мм и при температуре 2...5 °С.

Соединение алюминиевой крыши со стальным корпусом резервуара обеспечивает полную герметичность резервуара. В качестве уплотнителя между стальным опорным кольцом и алюминиевой накладкой на него, соединенных между собою болтами с кадмивым покрытием, применены паронитовая прокладка и слой герметика «Гермесил».

Резервуар с момента его пуска эксплуатацию в 1996 г. используется как товарно-буферный для обезвоженной и обессоленной на установках предварительной подготовки нефти. Было установлено отсутствие общей коррозии металлоконструкций из сплава АМг-ЗАМ, наличие единичных очагов поверхностной коррозии глубиной 10...50 мкм на образцах двутаврового сечения из сплава АМг-6 через 12 мес. испытания (увеличение продолжительности испытания с 12 до 20 мес. не привело к росту глубины коррозии; исследование микрошлифов этих образцов показало отсутствие межкристаллитной коррозии). Блестящая наружная поверхность всей кровли после 25 лет эксплуатации (рисунок 9.1) подтверждает высокую коррозионную стойкость алюминиевых сплавов к воздействию влаги и характерных для атмосферных условий нефтепромыслов таких газов, как сероводород и углекислый газ. На всех внутренних элементах крыши наблюдалось очаговое изменение цвета поверхности – потускнение. На поверхностях нижних полок несущих радиальных опор двутаврового сечения и сплава АМг-6 на длине, равной около 1 м и расположенной ближе к поверхности нефти, отмечались пятна белого, серого и темно-серого налета.



Рисунок 9.1 – Купольная крыша из алюминиевых сплавов после 25 лет эксплуатации

Применение алюминиевой крыши позволяет решить проблемы, связанные с отложением пирофорных соединений, и снизить общую коррозию днища резервуара, которая происходит из-за сульфидных осадков, падающих со стальных крыш. Прогнозируемый срок службы алюминиевой крыши в условиях нефтедобывающего предприятия достигает 20 лет и удовлетворяет нормативным требованиям, что дает возможность исключить затраты на ремонт крыши. Срок окупаемости дополнительных капитальных вложений на сооружение алюминиевой крыши составляет около 3,5 года.

Как видно, применение алюминиевых резервуаров и резервуарных конструкций носит пока единичный характер. В то же время резервуарный парк страны огромен, наблюдается экономически оправданная тенденция создания новых резервуаров повышенной вместимости ($75\ 000\ m^3$ и более), алюминиевых сферических (купольных) крыш и pontонов [80].

Для разработки новых тонкостенных конструкций из алюминиевых сплавов проработаны вопросы по предотвращению возможной коррозии их в рабочих средах резервуаров и в воде при проведении гидравлических испытаний.

Зарубежные и отечественные марки алюминиевых сплавов не идентичны по составу, поэтому простое копирование проектов в определенной мере может повлиять на эксплуатационные характеристики изделий. Вопросы по использованию алюминия и сплавов в практике отечественного резервуаростроения освещены недостаточно, отсутствуют полноценные, надежные данные о совместимости материалов с рабочими средами резервуаров; большинство конструкций алюминиевых и алюминиево-стальных резервуаров являются морально устаревшими, не соответствуют современным требованиям к металлоемкости и дизайну сооружений.

В то же время при разработке проектов необходимо принимать во внимание склонность алюминия к локальным видам коррозии и высокую чувствительность к контактной коррозии. Учитывая, что отдельные алюминиевые резервуарные конструкции (понтоны, опорные стойки, направляющие) имеют также перспективу широкого применения, проведены исследования коррозии алюминиевых сплавов в средах: парогазовом пространстве, нефти, подтоварной воде.

9.2 Испытание алюминиевых сплавов в водных средах

С целью повышения ресурса стальных резервуаров все большее применение находят плавающие крыши и понтоны из алюминиевых сплавов [78], так как они обладают высокой коррозионной стойкостью во многих средах, встречающихся в нефтяной и газовой промышленности. В то же время на практике встречаются отдельные случаи возникновения коррозии, причины которой не всегда учитываются при проектировании, строительстве и эксплуатации резервуарных конструкций из алюминиевых сплавов. В частности,

в 2001 г. была выявлена язвенная и питтинговая коррозия алюминиевых поплавков понтона при гидравлических испытаниях волжской водой резервуара РВС-20000 на Староликеевской нефтеперекачивающей станции (НПС). Поверхность алюминиевых поплавков понтонов ниже ватерлинии при испытании подвержена коррозионному воздействию воды. В различных регионах и на разных предприятиях для заполнения резервуаров могут быть использованы воды различных источников, отличающиеся друг от друга своими коррозионными характеристиками. Целью испытаний явилось определение склонности алюминиевых сплавов к коррозии при действии речной и резервуарной подтоварной воды.

В качестве объектов исследования использовались пластинки из алюминиевого сплава АМг-3 размерами $30 \times 120 \times 2$ мм и пластинки из стали 10 размерами $60 \times 90 \times 3$ мм. В качестве коррозионных сред были взяты волжская речная вода (из системы пожаротушения Староликеевской НПС) и вода питьевая г. Уфы /5/. Состав пробы волжской речной воды: сульфаты – 68,75 мг/л, хлориды – 12,38 мг/л, кальций – 1,04 мг/л, медь – 0,0075 мг/л, железо – 0,21 мг/л, цинк – 0,26 мг/л, марганец – 0,020 мг/л. Анализ выполнен методом атомноадсорбционной спектроскопии. Состав пробы воды питьевой г. Уфы: сульфаты – 420 мг/л, хлориды – 300 мг/л, медь – 1,2 мг/л, железо – 0,24 мг/л, цинк – 4,31 мг/л, свинец – 0,05 мг/л, мышьяк – 0,02 мг/л, фтор – 0,62 мг/л. Образцы из алюминиевого сплава и стали в отдельных сосудах, а также в паре (при исключении прямого электрического контакта между собой) помещали в стеклянные сосуды и выдерживали при комнатной температуре. Объем электролита в каждом сосуде составлял 400 мл. Периодически визуальным методом контролировали состояние поверхности образцов на наличие очагов коррозии. На 3–4-й день испытаний вода за счет коррозии стали приобретала красно-коричневый оттенок, а на поверхности алюминиевых образцов осаждался налет железной ржавчины. Эти процессы постепенно усиливались, вода насыщалась ионами железа, и через 10–12 суток на дно сосудов начинал выпадать ржавый осадок. Налет ржавчины на поверхности алюминиевых

образцов легко снимался при помощи кисточки. После удаления ржавчины поверхность осматривали с помощью микроскопа МБС10 с измерительной шкалой, оценивали вид, размер и количество очагов коррозии. Результаты испытаний сведены в таблицу 9.1.

Проведенные испытания показали, что контакт образцов из сплава АМг-3 с водой из исследованных источников в течение 1–2 мес. не вызывает заметной его общей коррозии. В то же время зафиксировано возникновение локальной (точечной) коррозии алюминия в условиях электролитического контакта со стальными образцами. Очаги питтинга на образцах были обнаружены в волжской воде лишь к концу испытаний (по истечении двух месяцев). Зарождение питтинга на алюминиевом образце было выявлено также в водопроводной воде (уфимской) всего через 1 мес. испытаний. Это, по всей вероятности, связано с наличием в водном электролите депассиватора (хлориона).

Таблица 9.1 – Результаты испытания образцов в речной воде

Наименование электролита	Соотношение площадей Al/Fe, см ² /см ²	Экспозиция, сут.	Внешний вид поверхности после экспозиции		Характеристика электролита после экспозиции		
			Алюминий	Сталь	Цвет	Содержание Fe, мг/л	pH
Вода волжская	24 / 0	70	Чистая	Чистая	Прозрачный	Отс.	7,4
	0 / 36		Чистая	Ржавчина, язвы	Красно - коричневый	1421	7,4
	24 / 36		Налет окиси железа, 1 очаг питтинга	Ржавчина, язвы	Красно - коричневый	1212	5,1
Вода питьевая (Уфа)	24 / 0	40	Чистая, 2 очага питтинга	Чистая	Прозрачный	Отс.	7,2
	0 / 36		Чистая, 2 очага питтинга	Ржавчина, язвы	Красно - коричневый	600	4,4
	24 / 36		Налет окиси железа, 2 очага питтинга	Ржавчина, язвы	Красно - коричневый	538	5,2

Примечание: Определение содержания металлов в воде выполнено методом атомно-адсорбционной спектроскопии, в продуктах коррозии – методом атомно-эмиссионной спектроскопии.

Дополнительно были проведены исследования в подтоварной воде действующих резервуаров РВС-2000 установки предварительного сброса воды УПСВ-61 и РВС-5000 Якеевского товарного парка (ОАО «Татнефть»).

Состав пробы подтоварной воды Якеевского товарного парка: pH – 6,55, плотность – 1,087 г/см³, SO₄²⁻ – 0,03 г/л, Cl⁻ – 90,75 г/л, общая минерализация – 148,8 г/л, O₂ – 0,06 мг/л, CO₂ – 127,6 мг/л, H₂S – 3 мг/л, Fe общ. – 0,5 мг/л.

Состав пробы подтоварной воды установки предварительного сброса воды УПСВ-61: pH – 5,79, плотность 1,109 г/см³, SO₄²⁻ – 0,4 г/л, Cl⁻ – 131,87 г/л, общая минерализация – 217,03 г/л, O₂ – 0,07 мг/л, CO₂ – 176 мг/л, H₂S – 2,3 мг/л, Fe общ. – 0,6 мг/л. Образцы устанавливали через люки на крышах резервуаров путем подвешивания при помощи капронового шнура. Они изготавливались из серийного проката и представляли собой:

– плоские пластины из сплава АМг-3 (ГОСТ 4784-97) с размерами 150 × 50 × 1,5 мм;

– плоские пластины из сплава АМг-3 (ГОСТ 4784-97) с размерами 150 × 50 × 1,5 мм, имеющие поперечный сварной шов, полученный аргонодуговой сваркой;

– отрезки швеллера (профиль 2808) из сплава АД31 (ГОСТ 4784-97) длиной 150 мм.

Крепежные элементы (болты, шайбы, гайки) использовались из следующих материалов:

– нержавеющая сталь 12Х18Н10Т (ГОСТ 5632-72);

– оцинкованная сталь с цинковым покрытием Ц6ХР (ГОСТ 9.30186) – болты, гайки и шайбы из Ц12ХР (ГОСТ 9.30186).

Виды образцов для испытаний представлены в таблице 9.2.

Продолжительность экспозиции образцов в резервуарах составила 135 суток. Оценка коррозионной стойкости образцов после экспозиции в рабочих средах осуществлялась в соответствии с ГОСТ 9.905-82 и ГОСТ 9.908-85. По окончании экспозиции образцов в рабочих средах, извлечении их из резервуара и промывки в бензине – растворителе, проводили визуальные, гравиметрические

и микроскопические исследования для выявления общей и локальной коррозии. Полученные данные сведены в таблице 9.3.

Таблица 9.2. – Виды образцов при испытании в резервуарах ОАО «Татнефть»

Резерв уар	№ образца	Характеристика образца		Материал крепежных деталей	
		Вид образца	Материал	Верхнее отверстие в образце	Нижнее отверстие в образце
PBC-2000	1	Плоский цельный	АМг-3	Оцинк. сталь	Нержав. сталь
	2	Плоский со сварным швом	АМг-3	Нержав. сталь	Нержав. сталь
	3	Профиль со сварным швом	АД-31	Нержав. сталь	Нержав. сталь
PBC-5000	4	Плоский цельный	АМг-3		Нержав. сталь
	5	Плоский со сварным швом	АМг-3	Нержав. сталь	Нержав. сталь
	6	Профиль со сварным швом	АД-31	Нержав. сталь	Нержав. сталь

Таблица 9.3 – Средняя скорость и характер коррозии образцов из алюминиевых сплавов в подтоварной воде

№ образца	Средняя скорость коррозии (по данным гравиметрических измерений), г / (м ² *ч)	Выявление очагов локальной коррозии
1	0,00042	Питтнги глубиной 0,4 мм на участках поверхности образцов, прилегающих к оцинкованным шайбам
2	0,00046	Питтнги глубиной 0,5 мм на участках поверхности образцов, прилегающих к нержавеющим шайбам
3	0,00035	Питтнги глубиной 0,35 мм на участках поверхности образцов, прилегающих к сварному шву
4	0,00034	Питтнги глубиной 0,4 мм на участках поверхности образцов, прилегающих к оцинкованным шайбам
5	0,00039	Питтнги глубиной 0,5 мм на участках поверхности образцов, прилегающих к нержавеющим шайбам
6	0,00031	Очагов локальной коррозии не обнаружено

Результаты подтвердили подверженность алюминиевых сплавов АМг-3 питтинговой коррозии. Преимущественно она наблюдается в местах контакта с крепежными деталями из нержавеющей стали, оцинкованной стали и сварными соединениями. По результатам визуального изучения образцов можно сделать заключение, что пластинки из сплава АМг-3 в условиях электролитического контакта с крепежными элементами из стали 12Х18Н10Т и сталью с цинковым покрытием Ц6ХР подвержены локальным видам коррозии, особенно в зоне сварных соединений. При этом структурных изменений по сечению образцов не

обнаружено. На основании анализа лабораторных и производственных испытаний предложен вероятный механизм коррозии алюминиевых поплавков понтонов при гидравлических испытаниях водой, в соответствии с которым он может быть представлен в виде следующих стадий:

– коррозия стальных поверхностей резервуара с переходом ионов железа в водный электролит и осаждения соединений железа на поверхностях алюминиевых поплавков, находящихся в воде;

– постепенное накопление соединений железа на смоченных водой алюминиевых конструкциях и выделение из насыщенного раствора соединений железа в осадок на дно резервуара;

– после завершения гидравлических испытаний и опорожнения резервуара на его днище в течение некоторого времени находится остаточное количество воды, которая обуславливает повышенную влажность в пространстве под понтоном и конденсацию воды на внутренних поверхностях понтона. Поскольку работы проводятся в летнее время года, температура металлических конструкций внутри резервуара днем может достигать 50 °С. Это создает благоприятные условия (особенно при наличии на поверхностях налета соединений железа, нарушающих пассивную пленку на алюминии) для зарождения локальных очагов коррозии (питтингов, язв) и их развития вглубь материала.

Авторами предложены рекомендации по предупреждению коррозии алюминиевых конструкций при гидравлических испытаниях водой, которые заключаются в следующем:

– вода для гидравлических испытаний алюминиевых понтонов может подаваться в стальной резервуар из любых источников с pH = 4,5–8 при соблюдении следующих показателей по составу: Cu²⁺ не более 0,1 мг/л, Fe²⁺ + Fe³⁺ + Ni²⁺ не более 0,05 мг/л, Cl⁻ не более 350 мг/л, Hg⁺ не допускается;

– продолжительность гидравлических испытаний понтона не должна превышать 10 суток с момента начала заполнения резервуара водой и до полного слива воды из резервуара;

- в сроки, не превышающие 5 суток после гидравлических испытаний водой и опорожнения резервуара, следует насухо протереть поверхности поплавков от налета ржавчины или смыть ее струей чистой воды с последующим просушиванием, обратив при этом внимание на необходимость полного удаления остатков воды с днища резервуара и вентиляции пространства под понтоном для устранения повышенной влажности;
- при отсутствии возможности выполнения требований к составу воды или продолжительности гидравлических испытаний предусмотреть нанесение лакокрасочного покрытия на поверхность алюминиевых конструкций ниже ватерлинии или на водную поверхность залить легкое масло (дизельное топливо);
- предусмотреть меры по предотвращению контактной коррозии алюминиевых конструкций с крепежными деталями. Болты нормальной прочности, гайки, шайбы изготавливать из хромоникелевой стали ГОСТ 5632-72, при сборке использовать прокладки из диэлектрического материала под головку и шайбу. Высокопрочные болты изготавливать из стали 40Х (ГОСТ 4543-71), гайки – из стали марок 35, 40 (ГОСТ 1050-74), 35Х, 40Х, (ГОСТ 4543-71), шайбы – из стали 35 (ГОСТ 1050-74) (высокопрочные болты и гайки подлежат термодиффузионному оцинкованию толщиной 12 мкм по ГОСТ 51163-98 с последующей дополнительной антикоррозионной защитой, термодиффузионное оцинкование шайб осуществляется слоем толщиной не менее 30 мкм). Болты самонарезающие изготавливать из стали 20Г2Р с покрытием Ц6ХР по ГОСТ 9.301-86. Болты должны поставляться комплектно с шайбами по ГОСТ 1137-78 (металлическая шайба должна иметь цинковое покрытие Ц12ХР). Учет предложенных рекомендаций при строительстве резервуаров на предприятиях дает возможность предотвратить или ослабить интенсивность локальных видов коррозионного разрушения алюминиевых сплавов.

9.3 Испытания алюминиевых сплавов на промыслах

В марте – сентябре 2002 г. проведены испытания образцов из алюминиевых сплавов в действующих резервуарах ОАО «Татнефть» (РВС-2000 на установке предварительного сброса воды УПСВ-61 и РВС-5000 Якеевского товарного парка) [103]. Продолжительность испытаний составила 190 сут.

Образцы устанавливали через люки на крышах резервуаров путем подвешивания с помощью капронового шнуря.

Характеристика рабочих сред:

Нефть – девонская со следующими показателями:

Плотность при 20°C, $\text{г}/\text{см}^3$	0,867
Вязкость при 50°C, сст	6,54
Парафины, % / т. пл.°C.....	4,87 / 50
Сера, %.....	1,62
Смолы (адсорбированные на силикагеле), %.....	11,6
Асфальтены, %.....	4,16
Коксуемость, %.....	5,85
Выход фракций, <i>mass.</i> %.....	
28...200.....	22,4
28...300.....	38,9
28...350.....	46,0

Подтоварная вода:

	PBC 2000	PBC 5000
Плотность, $\text{г}/\text{см}^3$	1,109	1,087
SO_4^{2-} , $\text{г}/\text{л}$	0,4	0,03
Cl^- , $\text{г}/\text{л}$	131,87	90,75
<i>Общая минерализация</i> , $\text{г}/\text{л}$	217,03	148,8
pH,	5,79	6,55
O_2 , $\text{мг}/\text{л}$	0,07	0,06
CO_2 , $\text{мг}/\text{л}$	176	127,6
H_2S , $\text{мг}/\text{л}$	2,3	3
$\text{Fe}_{общ.}$, $\text{мг}/\text{л}$	0,6	0,5

Образцы были выполнены из серийного проката и представляли собой плоские пластины из сплава АМг-3 (ГОСТ 4784-97) и отрезки швеллера (профиль 2808) из сплава АД-31 (ГОСТ 4784-97) (часть образцов имела поперечный сварной шов, полученный аргоно-дуговой сваркой).

Крепежные элементы (болты, шайбы, гайки) использовались из коррозионностойкой стали 12Х18Н10Т (ГОСТ 5632-72), оцинкованной стали с цинковым покрытием Ц6ХР и Ц12ХР (ГОСТ 9.301-86).

Оценку коррозионной стойкости образцов после экспозиции в рабочих средах проводили в соответствии с ГОСТ 9.905-82 и ГОСТ 9.908-85.

По окончании экспозиции образцов в рабочих средах, извлечении их из резервуара и промывки в бензине – растворителе, проводили визуальные, гравиметрические и микроскопические исследования для выявления общей и локальной коррозии. В результате наблюдений и обработки результатов измерений получены следующие данные (таблица 9.4).

Таблица 9.4 – Скорость коррозии алюминиевых сплавов в резервуарных средах

Марка сплава	Среда	Скорость общей коррозии, мм/год	Выявление очагов локальной коррозии и глубина разрушения
АМг-3	Нефть	0,00001	Очагов локальной коррозии не выявлено
АД-31	Нефть	0,00002	Очагов локальной коррозии не выявлено
АМг-3	П/г	0,00012	Питтинги, перерастающие в коррозионные язвы, на участках поверхности образцов, прилегающих: к оцинкованным шайбам – 0,1 мм к нержавеющим шайбам – 0,15 мм к сварному шву – 0,25 мм
АД-31	П/г	0,00015	Питтинги, перерастающие в коррозионные язвы, на участках поверхности образцов, прилегающих: к оцинкованным шайбам – 0,1 мм к нержавеющим шайбам – 0,28 мм к сварному шву – 0,35 мм
АМг-3	Вода	0,0008	Питтинги, перерастающие в коррозионные язвы, на участках поверхности образцов, прилегающих: к оцинкованным шайбам – 0,4 мм к нержавеющим шайбам – 0,55 мм к сварному шву – 0,85 мм
АД-31	П/г	0,00015	Питтинги, перерастающие в коррозионные язвы, на участках поверхности образцов, прилегающих: к оцинкованным шайбам - 0,35 мм к нержавеющим шайбам – 0,48 мм к сварному шву – 0,76 мм

Обозначения: П/г – парогазовое пространство.

В результате изучения состояния поверхности образцов выявлено, что в парогазовом пространстве и особенно в подтоварной воде образуются рыхлые, достаточно легко удаляющиеся капроновой щеткой продукты (рисунок 9.2). Наиболее сильно поражены участки поверхности в зоне термического влияния (з. т. в.) около сварных швов и кромки образцов (рисунки 9.3...9.4). Это может быть объяснено смещением электродного потенциала поверхности в отрицательную сторону вследствие напряженного состояния металла в первом случае и наклена – во втором.

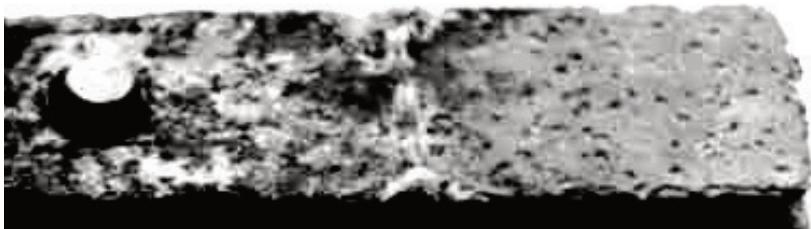


Рисунок 9.2 – Внешний вид поверхности образцов с продуктами коррозии (х2)
после экспозиции в подтоварной воде

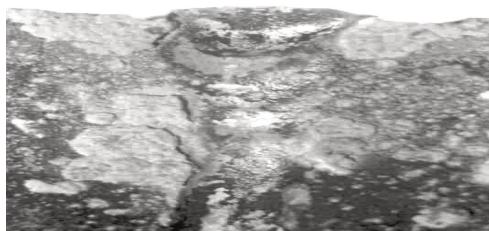


Рисунок 9.3 – Фрактограмма участка поверхности образцов из сплава АМг-3
(х10) в зоне сварного шва после экспозиции в подтоварной воде и удаления
продуктов коррозии



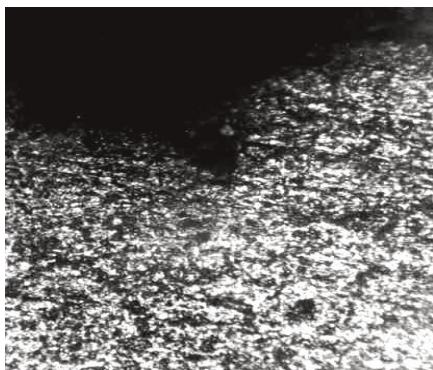
Рисунок 9.4 – Вид поперечного среза сварного шва и з.т.в. образцов из сплава АМг-3 (х10) после экспозиции в подтоварной воде и удаления продуктов коррозии

Фрактограмма участка поверхности образца из сплава АМг-3 после экспозиции в подтоварной воде и удаления продуктов коррозии представлена на рисунке 9.5.



Рисунок 9.5 – Фрактограмма поверхности образца из сплава АМг-3 (х4)

Микроскопические исследования, выполненные на микроскопе МИМ 7М, показали отсутствие структурных изменений в металле (рисунок 9.6). Очевидно, происходит равномерное анодное растворение стенок питтинга без изменения фазового состава сплавов.



а



б

Рисунок 9.6 – Микроструктура поперечного сечения образцов из сплава АМг-3 (x200): а – металл в устье растущего питтинга; б – основного металла

Результаты испытаний показали, что сплавы АМг-3 и АД-31 практически не подвержены общей коррозии в жидкой и парогазовой фазах нефтяных резервуаров. В то же время в подтоварных водах и в меньшей степени парогазовом пространстве резервуаров проявляется склонность алюминиевых сплавов к питтинговой коррозии, преимущественно в местах контакта с крепежными деталями из нержавеющей и оцинкованной стали и сварными соединениями.

В подтоварных водах стабилизации питтингообразования не происходит, питтинги менее чем за полгода разрастаются до значительных размеров, превращаясь в коррозионные язвы. Особенно интенсивно протекает питтинго-язвленное разъедание металла на наклепанных (кромки образцов, листов, образованных резанием) и термообработанных (в зоне термического влияния сварных швов) участках поверхности.

Следует избегать применения алюминиевых конструкций в подтоварной воде без дополнительных мер по защите от коррозии.

Не менее важным представляется изучение возможной коррозии алюминиевых сплавов под действием воды при проведении гидравлических испытаний. Гидравлические испытания резервуаров, особенно

крупногабаритных, в отдельных случаях требуют длительного времени. Таким образом, поверхность алюминиевых поплавков понтонов ниже ватерлинии подвержена коррозионному воздействию воды. В различных регионах и на разных предприятиях для заполнения резервуаров могут быть использованы различные водные источники, различающиеся друг от друга своими коррозионными характеристиками. В работе изучалось действие на алюминиевые сплавы волжской речной и уфимской питьевой воды.

Образцы:

- пластинки из алюминиевого сплава АМг-3 размерами 30 x 120 x 2 мм;
- пластинки из стали 10 размерами 60 x 90 x 3 мм;

Коррозионные среды:

- волжская речная вода (из системы пожаротушения Староликеевской НПС);
- вода питьевая г. Уфы.

Образцы из алюминиевого сплава и стали отдельно друг от друга, а также в паре (при исключении электрического контакта между собой) помещали в стеклянные сосуды и выдерживали при комнатной температуре. Объем электролита в каждом сосуде 400 мл. Периодически визуальным методом (с помощью лупы) контролировали состояние поверхности образцов на наличие очагов коррозии.

Результаты испытаний:

На 3–4-й день испытаний вода приобретает красно-коричневый оттенок, а на поверхности алюминиевых образцов оседает налет железнной ржавчины. Эти процессы постепенно усиливаются, вода насыщается ионами железа и через 10–12 суток на дно сосудов начинает выпадать ржавый осадок. Налет ржавчины на поверхности алюминиевых образцов легко снимался протиранием кисточкой. Результаты испытаний сведены в таблицу 9.5.

Таблица 9.5 – Результаты испытаний образцов в воде

№ ячейки	Электролит			Соотношение площадей $Al : Fe, \text{см}^2/\text{см}^2$	Продолжительность экспозиции, сут	Внешний вид образцов после экспозиции		Характеристика электролита после экспозиции		
	Наименование	pH	Содержание $Fe, \text{мг/л}$			Алюминий	Сталь	Цвет	Содержание $Fe, \text{мг/л}$	pH
1	Вода волжская	7,42	0,21	24: 0	70	Чистая	-	Прозр.	-	-
2		7,42	0,21	0: 36	70	-	Ржавчина, язвы	Красно-коричн.	-	-
3		7,42	0,21	24: 36	70	Покрыт налетом ржавчины железа, 1 очаг питтинга	Ржавчина, язвы	Красно-коричн.	1212	5,1
4	Вода питьевая (Уфа)	-	-	24: 0	40	Чистая, 2 очага питтинга	-	Прозр.	-	-
5		-	-	0: 36	40	-	Ржавчина, язвы	Красно-коричн.	600	4,4
6		-	-	24: 36	40	Покрыт налетом ржавчины железа, 2 очага питтинга	Ржавчина, язвы	Красно-коричн.	538	5,2

Примечание: Определение содержания металлов в воде выполнено методом атомно-адсорбционной спектроскопии, в продуктах коррозии – методом атомно-эмиссионной спектроскопии.

Видно, что контакт образцов из сплава АМг-3 с водой из исследованных источников в течение 1–2 мес. не вызывает заметной его общей коррозии. В тоже время зафиксировано возникновение локальной (точечной) коррозии алюминия в условиях электрохимического контакта со стальными образцами. Очаги питтингов на образцах были обнаружены в волжской воде лишь к концу испытаний (по истечении двух месяцев). Зарождение питтинга на алюминиевом образце было выявлено также в водопроводной среде (уфимской) всего через 1 мес. испытаний. Это, по всей вероятности, связано с наличием в водном электролите депассиватора (хлор-иона).

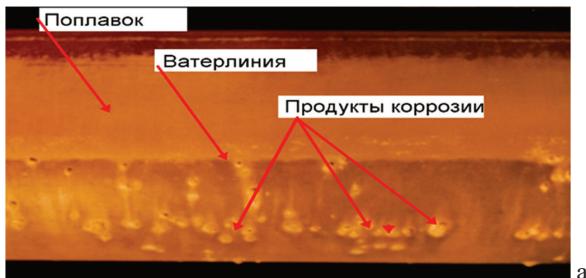
Механизм возможной коррозии алюминиевых поплавков понтонов и других алюминиевых конструкций при гидравлических испытаниях водой может быть представлен в виде следующих стадий:

- Коррозия стальных поверхностей резервуара с переходом ионов железа в водный электролит и осаждения соединений железа на поверхностях алюминиевых поплавков, находящихся в воде.
- Постепенное накопление соединений железа на смоченных водой алюминиевых конструкциях и выделение из насыщенного раствора соединений железа в осадок на дно резервуара.
- После завершения гидравлических испытаний и опорожнения резервуара на его днище в течение некоторого времени находится остаточное количество воды, которая обуславливает повышенную влажность в пространстве под понтоном и конденсацию воды на внутренних поверхностях понтона. Поскольку работы проводятся в летнее время года, температура металлических конструкций внутри резервуара днем может достигать 50 °С. Это создает благоприятные условия (особенно при наличии на поверхностях налета соединений железа, нарушающих пассивную пленку на алюминии) для зарождения локальных очагов коррозии (питтингов, язв) и их развития вглубь материала.

Поверхности алюминиевых образцов, расположенных выше ватерлинии, не подвержены видимым изменениям (рисунок 9.7а).

Поверхности поплавков ниже ватерлинии покрыты рыхлыми хлопьями продуктов коррозии (рисунок 9.7а, б) грязно-желтого цвета; легко снимаемыми с поверхности легким протиранием; при нажатии превращающимися в порошок.

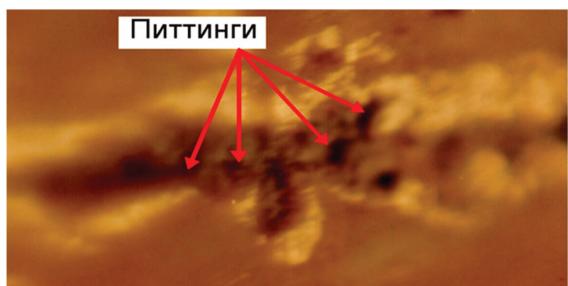
После удаления продуктов коррозии на металлической поверхности обнаруживаются очаги локальной коррозии (рисунок 9.7 в): язвенной и питтинговой (точечной) с приблизительным соотношением: на 10 очагов 1 питтинг, остальные – язвы. Глубина язвенных повреждений 0,1...0,15 мм, глубина питтингов 1...1,2 мм (при измерении щупом диаметром 0,1 мм).



а



б



в

Рисунок 9.7 – Внешний вид очагов коррозии

Результаты анализа волжской воды (из системы пожаротушения) представлены в таблице 9.6.

Анализ продуктов коррозии с поверхности поплавков алюминиевого pontona резервуара № 19 представлен в таблице 9.7, рентгенограмма приведена на рисунке 9.8.

Продукты коррозии являются аморфными веществами, что следует из анализа рентгенограммы (рисунок 9.8) и состоят (предположительно) из

гидратированных оксидов преимущественно алюминия, железа, углерода, магния, кремния.

Таблица 9.6 – Характеристика воды (из системы пожаротушения)

Наименование показателей	Ед. изм.	Значение
pH		7,42
жесткость	м. экв./л	3,90
сульфаты	мг/л	68,75
хлориды	мг/л	12,38
металлы: кальций	мг/л	1,04
медь	мг/л	0,0075
железо	мг/л	0,21
цинк	мг/л	0,026
марганец	мг/л	0,020

Таблица 9.7 – Состав продуктов коррозии

Наименование элементов	Содержание, %
Железо	1,0
Алюминий	10,0
Магний	0,6
Марганец	0,01
Медь	0,01
Кальций	0,2
Кремний	0,7
Углерод	2,1
Водород	4,6

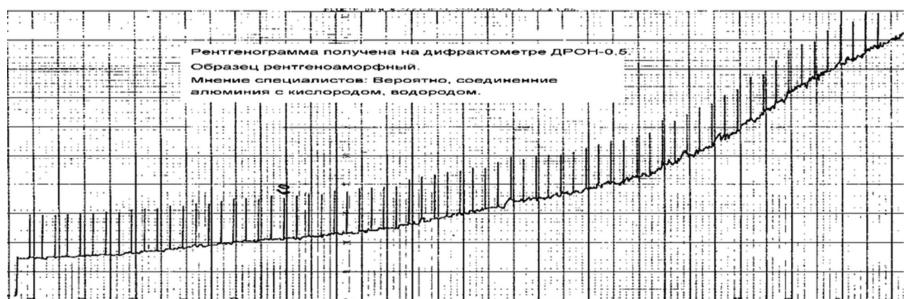


Рисунок 9.8 – Рентгенограмма продуктов коррозии

Зашите от коррозии по варианту I (лакокрасочными покрытиями) подлежат все поверхности болтов (головки, шайбы, гайки и выступающая над гайкой часть болтов с резьбой) и прилегающие поверхности конструкций каркаса (зона шириной 30 мм).

Для дополнительной защиты следует использовать одну из лакокрасочных систем покрытий А, Б или В (таблица 9.8).

Таблица 9.8 – Системы защитных покрытий

Обозн ачени я	№ слоя	Наименование ЛКМ	Толщина, мкм		Режим сушки		Цвет
			слоя	общая	Температура, °C	Продолжит ельность, ч	
А	1	грунтовка ВЛ-02	8...12	33...37	18...23	0,25	зеленовато- желтый серебристый
	2	краска ХС-717	25		18...23		
Б	1	грунтовка АК-069 (или АК-070)	15...18	40...48	18...23	2 (1)	желтый
	2	краска ХС-720	25-30		18...23	1	
В	1, 2	композиция ЦВЭС	30...33	60...75	20...30 10...20 1...10 -9...-10	1...2 2...3 3...5 5...8	серый
Г	1, 2	эмаль ВН-780 алюминиевая			18...23	8...16	серебристый
Д	1, 2	грунтовка КО-0219	20...25	40...50	18...23	3...5 мин	серый

Зашита крепежных деталей по варианту II осуществляется применением самофиксирующихся защитных колпаков по схеме, приведенной на рисунке 9.8.

Для изготовления защитного колпака 3 (рисунок 9.9) следует использовать полипропилен с повышенной морозостойкостью МПП-05-06 (ТУ 6-05-1931-82), Силлон-4 (ТУ 6-05-1862-78) или ПП-21060-10А-33 тальконаполненный (ТУ 6-05-1913-81). В качестве герметика может быть использован тиоколовый герметик УТ-32 серого цвета по ТУ 38-105462-72 или анаэробный герметик 125Ц бесцветный.

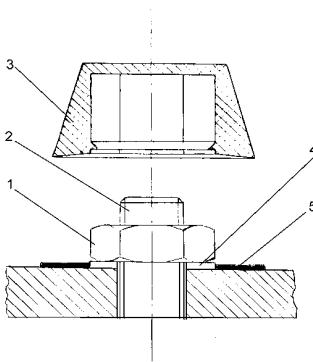


Рисунок 9.9 – Принципиальная схема защиты от контактной коррозии болтового соединения и близлежащей поверхности листа из алюминиевого сплава:

- 1 – гайка стальная; 2 – резьбовая часть болта стального;
3 – защитный колпак с фиксирующим приливом; 4 – шайба стальная;
5 – слой герметика

Антикоррозионную защиту сварных швов обшивки производить лакокрасочными покрытиями с внутренней стороны купола по одному из вариантов А, Б или В.

Для исключения контактной коррозии должны быть выполнены следующие мероприятия:

установлены изолирующие прокладки между сопрягающимися опорными поверхностями купольного покрытия из алюминиевого сплава и опорным кольцом ЖБР,

установлены изолирующие прокладки под головки и болты и шайбы из коррозионностойких сталей.

Для обеспечения гидроизоляции листов покрытия купола следует произвести герметизацию соединений полиуретановой мастикой типа «Элур» завода «СКИМ». Указанный герметик позволяет вести герметизацию стыков при температуре от -20 °C до +50 °C при нанесении их на сухую поверхность.

На основании результатов проведенных исследований разработаны требования по предупреждению коррозии алюминиевых конструкций при гидравлических испытаниях водой:

- Вода для гидравлических испытаний алюминиевых понтонов может подаваться в резервуар из любых источников с pH = 4,5...8 при соблюдении следующих показателей по составу (таблица 9.9)

Таблица 9.9 – Рекомендованный состав воды

Наименование ионов примесей или добавок	Содержание, мг/л, не более
Cu ²⁺	0,1
Fe ²⁺ + Fe ³⁺ + Ni ²⁺	0,05
Cl ⁻	350
Hg ⁺	Не допускается

• Продолжительность гидравлических испытаний не должна превышать 10 сут. с момента начала заполнения резервуара водой и до полного слива воды из резервуара;

• В сроки, не превышающие 5 суток после гидравлических испытаний водой опорожнить резервуар и насухо протереть поверхности поплавков от налета ржавчины или смыть его струей чистой воды с последующим просушиванием, обратив при этом внимание на необходимость полного удаления остатков воды с днища резервуара и вентиляцию пространства под понтоном для устранения повышенной влажности;

• При отсутствии возможности выполнения требований к составу воды или продолжительности гидравлических испытаний предусмотреть нанесение лакокрасочного покрытия на поверхность алюминиевых конструкций ниже ватерлинии. В качестве материала покрытия использовать системы покрытий типа Г или Д (таблица 9.8).

В разработанной новой конструкции купол сферического очертания состоит из каркаса и настила. В качестве несущего элемента каркаса – балки, выбран профиль прессованный прямоугольный равнополочный двутаврового

сечения из алюминиевого сплава АД33Т1. Балки соединяются в узлах посредством верхних и нижних накладок, образуя законченную конструкцию. Элементарной геометрической фигурой каркаса является треугольник. Настил также состоит из отдельных треугольников. Соединение отдельных элементов каркаса, а также настила с каркасом осуществляется без сварки, с помощью болтовых и винтовых соединений. Исключение из процесса монтажа сварки вызывает ряд положительных факторов, таких как технологичность процесса сборки кровли, уменьшение возможности возникновения очагов поражения коррозией (сварной шов – наиболее вероятное место возникновения коррозии алюминиевой конструкции). Применение болтовых и винтовых соединений предпочтительнее в случае демонтажа кровли и установки ее на другом резервуаре. Для предотвращения возникновения электрохимической пары в месте соединения стальных и алюминиевых узлов предусмотрено применение изолирующих прокладок. Алюминиевый купол оборудуется смотровыми люками, вентиляционными патрубками и другими дополнительными устройствами.

Высота купола, возвышающегося над резервуаром на несколько метров, создает благоприятные условия для интенсивного проветривания пространства под куполом (хорошая «тяга») и создается атмосфера с невысокой влажностью.

Первый отечественный купол из алюминиевых сплавов построен в 2001 году на НПС «Староликеево» (г. Н. Новгород) на резервуаре объемом 20 000 м³.

К настоящему времени на всех действующих резервуарах с купольными крышами и понтонами из алюминиевых сплавов по проектам ЗАО «Нефтемонтаждиагностика» не выявлено коррозии алюминиевых конструкций, что подтверждает эффективность нового направления в резервуаростроении России.

Специалистами ЗАО «Нефтемонтаждиагностика», используя зарубежный и отечественный опыт, а также данные коррозионных исследований, разработаны легкие сборные понтонны из алюминиевых сплавов для резервуаров

объемом от 1000 до 50 000 м³. В конструкции понтонов использованы коррозионностойкие алюминиевые сплавы отечественного производства.

Все детали понтонов подают в резервуар через люк диаметром 600*900 мм.

К достоинствам данной конструкции можно отнести следующее:

- большая плавучесть, регулируемая количеством поплавков;
- легкость и быстрота монтажа;
- малая масса по сравнению со стальными понтонами;
- применение типовых заготовок и узлов для резервуаров различной вместимости;
- возможность ремонта без применения огневых работ;
- возможность автоматического удаления продукта с настила при любом уровне взлива;
- возможность демонтажа для сборки в другом резервуаре.

Каркас понтонов образуют балки с прикрепленными к ним поплавками, обеспечивающими плавучесть – не менее чем двойной собственный вес. Каркас понтонов покрыт настилом из алюминиевых сплавов. Понтон оборудуется необходимыми узлами под оборудование в резервуаре (такие, как кожухи направляющих, уровнемеры и т. п.). Конструкция понтонов позволяет строить его на стационарной опоре, на плавающих стойках и на плавающих стойках переменной высоты.

Первый понтон из алюминиевых сплавов «Альпон» находится в эксплуатации на НовоУфимском НПЗ в резервуаре РВС 5000 №131 с бензином с лета 1999 г. Второй понтон был построен в резервуаре РВСП 10000 на НПС «Рязань» для хранения нефти. За это время этот резервуар многократно заполнялся нефтью, отказов в работе понтонов не было. В настоящее время несколько сотен понтонов эксплуатируются в резервуарах объемом от 1000 до 50 000 м³ с нефтью и бензинами в различных районах страны (Пермь, Самара, Нижневартовск, Н. Новгород, Красноярск, Белоруссия, Киришинский НПЗ), в том числе и в Республике Башкортостан на предприятиях УНПЗ, НУНПЗ, в г. Салавате.

В августе 2000 г. специальная бригада по согласованной с Госгортехнадзором программе проводила опыты по отбору проб и измерению концентрации паров нефти над понтоном. Измерение концентрации паров нефти проводилось параллельно несколькими приборами: КГА-1, АНТ-2М и хроматографом. Газоанализатор КГА-1 не выявил содержание паров на уровне до трех метров от крыши, показания газоанализатора АНТ-2М составил в пределах от 120 до 170 мг/м³ (ПДК – 300 мг/м³). Среднее содержание паров по хроматографическому анализу составило 0,82 % по объему (от этана до пентана включительно) при плотности паров 2,32 кг/м³. Как видно из этих данных, концентрация паров нефти над понтоном была меньше нижнего концентрационного предела взрываемости для нефтяных паров.

Эксплуатационные испытания понтона «Альпон» и проведенные эксперименты подтвердили работоспособность, высокую эффективность и надежность его в условиях нефтеперерабатывающих заводов, нефтебаз и магистрального трубопроводного транспорта.

Таким образом, лабораторные и промышленные эксперименты показали, что алюминиевые конструкции в вертикальных стальных резервуарах имеют низкую живучесть в щелочных (водных) средах (речная вода при гидравлическом испытании и подтоварная вода при эксплуатации резервуара), алюминиевые конструкции в углеводородных средах не поддаются коррозии и имеют высокую коррозионную живучесть.

Глава 10 Численное моделирование стальных двустенных шаровых резервуаров

Требования по прочности и устойчивости, предъявляемые к современным конструкциям, непрерывно повышаются, а условия эксплуатации сооружений становятся все более жесткими. Современные изделия, помимо силовых воздействий, подвергаются комплексу различного вида физических воздействий, климатических факторов.

Создание материала, достаточно прочного, жесткого и удовлетворяющего требованию сопротивляемости комплексу физических факторов, затруднительно. Необходимость одновременного выполнения целого ряда порой противоречивых требований приводит к идее разработки многослойных конструкций, в которых каждый слой выполняет только одну или лучше несколько функций. При этом слои могут различаться как по толщине, так и по физико-механическим свойствам, то есть конструкция может быть существенно неоднородна.

Весьма обширным и важным классом многослойных конструкций являются трехслойные конструкции. В трехслойной конструкции роль стенки играет заполнитель, за счет которого разнесены несущие слои, что придает пакету слоев высокие характеристики жесткости и прочности при относительно малом весе. Комбинируя толщинами несущих слоев и заполнителя, можно добиться необходимых свойств трехслойной конструкции. По сравнению с традиционными однослойными, трехслойная конструкция обладает повышенной жесткостью и прочностью, что позволяет уменьшить толщину оболочек, это сопровождается существенным уменьшением массы конструкции.

Слоистые тонкостенные конструктивные элементы находят широкое применение в различных областях современной техники. Использование многослойных конструкций обусловлено возможностью уменьшить металлоемкость соответствующих систем при требуемой прочности, жесткости и устойчивости.

Развитию теории оболочек предшествовали обширные и глубокие исследования по уточнению определяющих уравнений однородных оболочек с конечной сдвиговой жесткостью. Этому обстоятельству в первую очередь обязана своими достижениями теория слоистых оболочек и пластин.

В настоящее время имеется необходимость в использовании и широком применении крупногабаритных криволинейных конструкций, используемых для многих целей. Для крупногабаритных оболочечных конструкций [57] большую роль играет требование обеспечения минимума массы при удовлетворении ограничений по перемещениям и условиям прочности. В большинстве случаев к таким конструкциям представляются жесткие требования к отклонениям от идеальной формы. Поэтому в этом случае необходимо использовать трехслойные конструкции, обладающие высокими изгибными жесткостями. Обеспечение необходимой формы оболочки с учетом допустимых отклонений и определяет актуальность рассматриваемой темы.

Предметом исследования данной работы явились теоретические и методические аспекты оценки эффективности конструкции трехслойных оболочек.

Объектом исследования является трехслойный шаровой резервуар.

Цель и задачи исследования. Целью является исследование жесткости трехслойного шарового резервуара.

Для достижения поставленной цели необходимо решение следующих задач:

- 1) провести анализ работ, посвященных исследованию трехслойных оболочек;
- 2) разработать методику построения конструкции трехслойного шарового резервуара;
- 3) провести анализ нагрузок и воздействий, действующих на трехслойный шаровой резервуар;

4) разработать методику расчета напряженно-деформированного состояния трехслойного шарового резервуара методом конечных элементов в ПК SCAD;

5) исследовать напряженно-деформированное состояния трехслойного шарового резервуара.

10.1 Теоретические основы шаровых резервуаров

10.1.1 Анализ современного состояния теории многослойных оболочек

Переход на путь интенсивного развития России требует осуществления нового технического перевооружения промышленного хозяйства. Решение данного вопроса будет обеспечиваться комплексным развитием нефтяной и газовой промышленности, техническим перевооружением и повышением эффективности работы систем снабжения нефти и газа, газонефтехранения, переработки нефти и нефтепродуктов и нефтехимической промышленности. Резервуары, предназначенные для хранения нефти, газа и газонефтепродуктов, позволяют компенсировать неравномерность добычи, производства и потребления углеводородного сырья, повышают надежность и ритмичность их доставки потребителям различными видами транспорта, служат для создания гарантийных резервов и специальных запасов для удовлетворения потребностей страны всеми видами топлива. Резервуары, предназначенные для хранения нефти и газа, широко применяются на нефтебазах, компрессорных станциях, насосных станциях и наливных пунктах магистральных нефтепроводов, газопроводов и нефтепродуктопроводов, нефтепромыслах, нефтеперерабатывающих заводах и заводах по сжижению природного газа, в сельскохозяйственной сфере и промышленных предприятиях различных отраслей народного хозяйства. В различных случаях на их сооружение может приходиться до 80 процентов суммарных капитальных затрат объекта. Научно-технический прогресс должен быть нацелен на радикальное улучшение

использования природных ресурсов, сырья, материалов, топлива и энергии на всех станциях – от добычи и комплексной переработки сырья до выпуска и использования конечной продукции.

Резервуары отличаются различными конструкциями в зависимости от вида хранимого продукта. Различают стальные вертикальные и горизонтальные конструкции, железобетонные вертикальные и горизонтальные конструкции, а также шаровые резервуары. Шаровые резервуары предназначены для хранения легких нефтепродуктов (легковоспламеняющиеся жидкости, керосин), сжиженных природного и углеводородного газов.

В связи с интенсивно возрастающим уровнем потребления природного газа, а также с технологическим развитием в России было ускорено производство сжиженного природного газа. Новая газовая стратегия России называет в числе приоритетных задач внедрение технологий сжижения природного газа, выход и укрепление своих позиций на мировом рынке. За последние годы мировой газовый рынок уделяет повышенное внимание технологии сжижения газа. На данный момент в России реализованы только два крупномасштабных проекта по производству сжиженного природного газа – «Сахалин-2» и «Ямал-СПГ», еще три на стадии реализации – «Штокмановский СПГ», «Балтийский СПГ» и «Владивосток СПГ». В связи с этим растет необходимость в усовершенствовании оборудования и конструкций, а, следовательно, повышаются технические требования и поднимается вопрос металлоемкости конструкции. Таким образом, внедрение современных научно-технических достижений, использование новейшей техники и последних передовых технологий способствует совершенствованию резервуарных конструкций в целом, что в свою очередь является целью многих профильных организаций. При рациональном подборе параметров конструкции или использовании новых элементов можно добиться высокого уровня надежности и безопасности строительства и эксплуатации резервуара, снизить металлоемкость конструкции, облегчить изготовление и монтаж сооружения, сократить потери хранимых продуктов в процессе эксплуатации.

В химической, нефтехимической, нефтеперерабатывающей и других отраслях промышленности России для хранения жидкостей и газов широко применяют шаровые резервуары. За последние годы наблюдается увеличение производственных объемов промышленных предприятий, а с этим возрастает площадь территорий объектов. Но размеры промышленных территорий ограничены в своих параметрах, следовательно, необходимо увеличить единичную емкость шаровых резервуаров, что повлечет за собой уменьшение площади резервуарных парков, снижение затрат на монтажные работы, на установку вспомогательного оборудования, сооружение технологических трубопроводов, а также повлияет на снижение потерь продукта от испарения.

Стенка резервуара является важной частью резервуарной конструкции в целом. На оболочку резервуара действуют значительные нагрузки и воздействия. От выбора стали и параметров стенки зависит состояние резервуара в процессе строительства и дальнейшей эксплуатации. С увеличением вместимости резервуара для обеспечения прочности и устойчивости стенки необходимо либо применять сталь с улучшенными характеристиками, либо увеличивать толщину стенки, при этом учитывать экономическую выгоду.

На сегодняшний день создание материала, обладающего следующими достоинствами: прочность, жесткость, малая металлоемкость, устойчивость при воздействии действующих нагрузок, – является невыгодным и трудозатратным. При таком количестве требований, необходимых для эксплуатации объекта, приходит идея создания многослойной конструкции, в которой слои выполняют одну или несколько важных функций.

Основные подходы к изучению многослойных конструкций были рассмотрены В. З. Власовым [27], В. А. Ильгамовым [69], В. Т. Лизиным [109] и др. Они являются основоположниками двух главных подходов к исследованию оболочек, в которых считалось, что подкрепляющие элементы взаимодействуют с обшивкой по линии и что оболочку можно рассматривать как конструкцию, состоящую из оболочек и подкрепляющих ее одномерных упругих элементов. В

дальнейшем большинство публикаций было сделано по одному из этих подходов.

В других исследованиях использовалась и более упрощенная модель оболочки, в которой дискретность размещения срединного слоя не учитывается, а в уравнение равновесия вводятся коэффициенты, учитывающие увеличение жесткости всей конструкции за счет подкрепляющих ее элементов (метод конструктивной анизотропии).

П. А. Жилин [62] предложил рассматривать подход, когда взаимодействие между оболочками и ребрами жесткости происходит по поверхности полосы, а не по линии, и он рассматривал многослойную конструкцию как оболочку ступенчато-переменной толщины.

Среди многослойных конструкций распространенным и важным классом являются трехслойные оболочки [144]. При комбинировании технических параметров тонких и среднего слоев можно добиться свойств трехслойных конструкций, необходимых для удовлетворения требований прочности и устойчивости при действии нагрузок. Благодаря трехслойной конструкции можно выиграть в металлоемкости по сравнению с однослойными оболочками, за счет уменьшения толщины внешних листов. Рассмотрим основные результаты исследования многослойных конструкций.

Ежегодно количество работ, исследующих трехслойные конструкции, увеличивается. Однако большая часть из них посвящена рассмотрению оболочек для прямолинейной плоскости.

Наиболее общий обзор работ, посвященных устойчивости подкрепленных пластин и оболочек, привел в своей работе А. И. Маневич [112]. Традиционная линейная постановка задач устойчивости для оболочек, ослабленных отверстиями, использована в работе [68]. В силу линейности задач общее напряженно-деформированное состояние оболочки представляется в виде суммы основного (для оболочки, не ослабленной отверстиями) и возмущенного (вызванного наличием отверстий), носящего локальный характер. Детальное

исследование многослойных оболочек приведено в монографии Э. И. Григолюка [50].

Аналогичный подход к трехслойной конструкции для решения задач в нелинейной постановке применил В. В. Карпов [93]. Им была разработана нелинейная теория оболочек ступенчато-переменной толщины, учитывающая дискретность размещения подкрепляющих элементов, их ширину и совместную работу в местах пересечения, наличие в одной конструкции ребер, вырезов и накладок. Эта теория обобщает все известные ранее подходы к ребристым оболочкам и позволяет получить уравнения равновесия и движения оболочек ступенчато-переменной толщины. Переменность толщины оболочки задается с помощью единичных столбчатых функций.

И. Я. Амиро и В. А. Заруцкий [10] исследуют состояние оболочки при статическом и динамическом подходе. Следует отметить также работу Б. Я. Кантор в области статики трехслойных оболочек.

Единичные функции для задания дискретности толщины пластин и оболочек применяются в работах [145]. Следует отметить при этом, что в работах Н. П. Абовского, Л. В. Енджеевского [2, 66] задание дискретной переменности толщины используется как для задач в физически нелинейной постановке, так и геометрически нелинейной. Это позволяет рассчитывать оболочки как подкрепленные ребрами, так и ослабленными вырезами.

Методам расчета трехслойной пластины и оболочек симметрического строения по толщине посвящена работа Л. Ф. Водяного [28], в которой вариационным методом получены уравнения изгиба трехслойной оболочки, а также решена задача об изгибе трехслойной оболочки с жестким заполнителем под действием равномерно распределенной нагрузки в случаях шарнирно-неподвижного опирания и заделки кромок. В работе также рассмотрен изгиб подкрепленных трехслойных оболочек и пластинок под действием поперечной нагрузки с учетом дискретного расположения ребер жесткости.

Многие авторы уделяют внимание многослойным пологим оболочкам. Например, В. К. Кабуловым и К. Ш. Бабамурадовым [74] разработана программа

численного решения для пологих трехслойных оболочек, испытывающих конечные прогибы под действием внешних сил. Методике решения нелинейных задач строительной механики посвящена работа А. А. Краснова [104]. Данная методика рассматривается в применении к расчету многослойных, несимметрично армированных, гладких и подкрепленных пологих оболочек и пластин, позволяет по единому алгоритму определять компоненты напряженно-деформированного состояния конструкций и критическую нагрузку при статических и динамических воздействиях. А. А. Юркевич [186] доказал теорему существования решения задач для геометрически нелинейных пологих трехслойных оболочек с граничными условиями типа защемления и шарнирного опирания, а также для случая двухслойной оболочки.

Авторы А. Г. Горшков [43], Э. И. Григолюк и др. [50] уделяют большое внимание геометрически нелинейной теории многослойных анизотропных оболочек типа Тимошенко, построенных на основе независимых гипотез относительно характера распределения перемещений, поперечных и касательных напряжений по толщине пакета. Путем использования смешанного вариационного принципа получены уравнения равновесия, граничные условия и интегральные соотношения для касательных напряжений. Рассматривается уточненная теория пологих многослойных оболочек. Получена система разрешающих уравнений относительно силовой функции, функции перемещений и функции сдвига, совпадающих по форме записи с нелинейными уравнениями трехслойных оболочек Э. И. Григолюка – П. П. Чулкова.

Повышенное внимание специалистов уделено многослойным оболочкам вращения. О. В. Игнатьев [68] большое внимание уделяет многослойным оболочкам с дискретным внутренним слоем как варианту оболочки ступенчато-переменной толщины при конечных прогибах. В основу численных алгоритмов расчета напряженно-деформированного состояния положен полуаналитический вариант метода конечных элементов, который применяют вместе с методами прямого численного интегрирования для расчета напряженно-деформированного состояния конструкций при нестационарном нагружении.

Ряд научных публикаций посвящены решению задачи в геометрически нелинейной постановке многослойных оболочек с различными характеристиками жесткости слоев [190, 206] и др.

Однако метод последовательного нагружения стал более известен после рассмотрения В. В. Петровым в своей работе в 1959 г. Такой метод нагружения был более подробно рассмотрен студентами В. В. Петрова. В дальнейшем появились модификации метода последовательного нагружения. Например, В. В. Кузнецовым [108] за последовательно изменяющийся параметр был принят размер оболочки в плане. В публикации В. В. Карпова и др. [93] был предложен метод последовательного наращивания ребер, когда за изменяющийся параметр принимается высота ребер и метод последовательного изменения кривизны, когда за изменяющийся параметр принимается кривизна оболочки.

Применение этих методов в сочетании с методом Бубнова – Галеркина позволило В. В. Карпову рассмотреть сложные задачи устойчивости ребристых оболочек с позиций геометрической нелинейности и определить местную и общую потерю устойчивости таких оболочек во взаимосвязи. Следует отметить при этом, что предложенные В. В. Карповым модели и методы позволяют учесть такие факторы, как влияние перекрестной системы ребер на поперечные сдвиги и кручение обшивки, а также производить расчет оболочек, ослабленных вырезами.

В последние годы большое значение приобрели приближенные методы, основанные на вариационных постановках задач математической физики. Задачи, допускающие вариационную постановку, позволяют максимально ослабить математические ограничения, накладываемые на разыскиваемое решение. Кроме того, вариационная формулировка предоставляет возможность взаимосвязи с задачами оптимизации и выбора рациональных параметров. Вариационно-параметрический метод рассмотрен в работе В. В. Карпова, О. В. Игнатьева [68, 93] и др.

В работах [37, 38] А. И. Голованов рассмотрел проблемы построения моделей трехслойных оболочек методом конечных элементов (МКЭ).

Разработал квадратичный конечный элемент, который распространяется на класс физически и геометрически нелинейных задач. Использован метод пошагового нагружения в форме модифицированной лагранжевой постановки.

Как показал обзор литературы, некоторые из поставленных задач были сформулированы довольно давно и уже успешно решались многими исследователями, а некоторые были исследованы недостаточно либо совсем не рассмотрены. Тем не менее даже для уже решенных задач существующий теоретический и расчетный аппарат нельзя считать исчерпывающим.

Обзор научных публикаций и работ российских и зарубежных исследователей, посвященных анализу многослойных оболочек, позволяет сделать вывод, что:

- большое количество работ посвящено многослойным оболочкам в линейной постановке, а также для гладкой и цилиндрической поверхности;
- не рассмотрены сферические многослойные оболочки;
- при нелинейной постановке проведены работы в основном цилиндрических оболочек;
- при достаточно большом разнообразии трехслойных конструкций отсутствуют стандартные методики их расчета.

Анализ публикаций по теме трехслойных оболочек позволяет сделать вывод, что трехслойные оболочки с внутренним слоем исследованы недостаточно полно, хотя такие конструкции находят широкое применение. Таким образом, задача разработки модели трехслойных оболочек с внутренним слоем является актуальной.

10.1.2 Анализ конструктивных систем ферменных заполнителей

В последнее время все большее внимание уделяется заполнителям, представляющим пространственную структуру, состоящую из повторяющихся элементов некоторой формы, ребра жесткости которой работают на растяжение и сжатие.

Хотя удельная жесткость данных заполнителей по сравнению с сотовыми заполнителями, как правило, мала, но благодаря открытому пространству между их стержнями, они могут быть многофункциональными:

- ферменные заполнители распределяют действующие нагрузки равномерно по стержням;
- ферменные заполнители одновременно могут быть использованы в качестве теплообменника;
- ферменные заполнители перекладывают нагрузку с одного слоя на другой;
- ферменные заполнители более пригодны для формирования структур со сложной геометрией по сравнению с сотовыми или заполнителями в виде гофр;
- ферменные заполнители могут использоваться для поглощения энергии удара, регулирования температуры [109].

Ферменный заполнитель должен обеспечивать следующие требования:

- поддерживать расстояние между поверхностями;
- исключить скольжение поверхностей относительно друг друга;
- сохранять форму лицевых поверхностей в процессе нагружения трехслойной конструкции.

Ферма представляет собой конструкцию, закрепленную на металлических, кирпичных или железобетонных опорах, состоящую из верхнего и нижнего поясов, раскосов и стоек, входящую в общую стропильную систему крыши дома. Материалом для изготовления служит металл, дерево, железобетон или пластмасса, но наиболее удобным материалом для строительства больших сооружений является металл. Металлические фермы позволяют изготавливать сооружения любой площади и с любой несущей способностью, имеют меньший вес в сравнении с железобетонными, что позволяет осуществлять монтаж сооружения значительно быстрее и без использования сложной спецтехники, а также фермы, изготовленные из металла, могут быть небольших размеров для

удобства транспортировки, а уже при строительстве будет произведен их монтаж в целостную конструкцию, используя болтовое соединение.

Металлические фермы можно условно разделить на объемные (пространственные) и плоские. Выбор того или другого вида обусловлен особенностями конкретного проекта, где требуется обеспечить ряд параметров к несущей способности ферм.

Плоские металлоконструкции выполнены так, что все их элементы располагаются в одной плоскости, а объемные имеют элементы в разных плоскостях, что позволяет обеспечивать жесткость в разных направлениях.

Объемные и плоские фермы из металлоконструкций бывают следующих видов (рисунок 10.1а, б, в):

- односкатные и двускатные;
- многоугольные;
- треугольные;
- с параллельными ребрами жесткости.

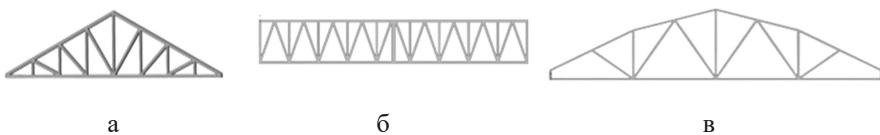


Рисунок 10.1 – Виды ферм из металлоконструкций:

- а – ферма треугольная; б – ферма с параллельными поясами;
в – ферма многоугольная

Вышеперечисленным требованиям удовлетворяют трехслойные конструкции с ферменным заполнителем.

При исследовании ферменного заполнителя обычно рассматривают несколько типов элементарных структур: тетраэдральную и пирамидальную структуры (рисунок 10.2а, б).

Основным конструктивным признаком этих заполнителей является то, что они представляют собой многократно повторяющиеся комбинации из стержневых элементов, представляющих собой повторяющиеся пирамидальные и тетраэдralные элементарные ячейки.

Особенность применения ферменного заполнителя заключается в том, что из него могут быть созданы элементы изделий с заранее заданными свойствами, наиболее полно отвечающими характеру и условиям работы деталей конструкции.



Рисунок 10.2 – Виды трехслойной конструкции с ферменным заполнителем:

- а – ферменный заполнитель в виде пирамидальных ячеек;
- б – ферменный заполнитель в виде тетраэдralных ячеек

Ниже приведены примеры использования стержневых конструкций в авиационной и ракетокосмической промышленности [3]:

- ферменные конструкции в строительстве мостов, сооружений;
- ферменные структуры в конструкции самолета;
- ферменные элементы лонжеронов и нервюр в крыльях с большой строительной высотой;
- «жертвенные» структуры для поглощения энергии удара – многослойные ферменные структуры;
- в трехслойных панелях переменной толщины и большой кривизны (фюзеляжи самолетов, каналов воздухозаборников);
- стержневые элементы ферменного шасси самолета;
- силовые элементы корпуса ракеты, кораблей и подводных лодок;

- ферменные конструкции корпусов на атомных электростанциях;
- ферменные конструкции в космических аппаратах: ферменные платформы, ферменный каркас солнечной батареи, трубчатые стержневые элементы космического радиотелескопа.

В работе И. Н. Абдуллин рассматривает ферменный заполнитель как объемную структуру в виде повторяющихся пирамидальных или тетраэдральных ячеек, имеющих общую вершину с каждой из соседней, с ребрами, выполненными в виде зигзагообразных стержневых элементов, обшивок.

Выводы

- можно рассматривать ферменные структуры в качестве заполнителя в трехслойных конструкциях как перспективную альтернативу традиционным сотовым или складчатым структурам;
- ферменные заполнители более пригодны для формирования структур со сложной геометрией по сравнению с сотовыми или заполнителями в виде гофр.

10.1.3 Обзор конструкций трехслойных сферических оболочек

Использование трехслойных элементов позволяет значительно расширить область применения сферических оболочек. В США для северных штатов была создана конструкция купола диаметром 24,3 и высотой 8,5 м, рассчитанная на арктические снеговые и ветровые нагрузки (скорость ветра 150 км/ч) и используемая для зданий различного назначения. Покрытие состоит из трехслойных шестиугольных пирамидальных элементов с обшивками из стеклопластика и средним слоем из пенополиуретана. В Англии построены, например, три сферические оболочки для покрытия радиолокаторов с 25-метровой антенной. Такая оболочка – усеченная в основании сфера диаметром 43 и высотой 35 м, собранная из плоских трехслойных пяти- и шестиугольных элементов толщиной 15 см с обшивками из стеклопластика толщиной 1,5 мм и средним слоем из сотопласта.

При выборе конструкции важными факторами являются простота и скорость сооружения, по таким показателям получили большую популярность пластмассовые сферические оболочки. Подобные оболочки характеризуются необходимой прочностью и надежностью. Согласно прогнозам ученых, в будущем можно будет сооружать сферические конструкции с подобной оболочкой диаметром до 160 м.

Особый вид пространственных конструкций из стеклопластика, сооруженных в США, Канаде, Франции, Швейцарии, – воронкообразные конструкции, в которых стеклопластик работает в основном на растяжение. Они представляют собой систему однотипных ячеек, каждая из которых состоит из стойки и пространственных элементов покрытия, чаще всего с прямоугольным очертанием в плане [43].

В целом, можно говорить об увеличении количества научных работ, публикаций, посвященных методам и подходам исследований многослойных оболочек. Также разрабатываются методы расчета тонкостенных конструкций, стержней, многослойных покрытий и пластин и др. За последние годы специалистами всего мира разрабатывают методики численного расчета многослойных конструкций.

Авторы ФГБОУ ВПО «ДГТУ» О. М. Устарханов, Р. И. Вишталов, А. К. Юсупов опубликовали заявку на изобретение RU 2014 127 849 А, касающуюся трехслойных оболочек. Трехслойная сферическая конструкция, включающая листы обшивки, отличается тем, что заполнитель имеет шестигранную ячеистую структуру с неравными трапециевидными поверхностями граней (рисунок 10.3).

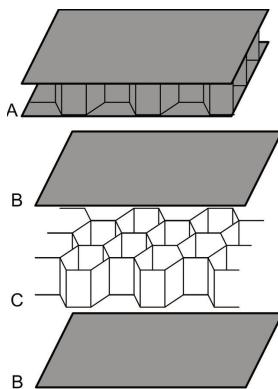


Рисунок 10.3 – Трехслойная конструкция с шестигранным ячеистым заполнителем

10.2 Построение трехслойного шарового резервуара

10.2.1 Разработка конструкции двустенного шарового резервуара

При разработке конструкции с тонкими внешними слоями сжатые внешние оболочки теряют устойчивость и могут открепиться от заполнителя. Но при этом устойчивости трехслойной конструкции можно добиться благодаря изменению расстояния между слоями или, например, вводить в маложесткие заполнители дополнительные армирующие элементы, которые увеличивают модуль упругости заполнителя.

В качестве заполнителя могут применять различные ребристые конструкции – сотовые, гофрового типа и складчатые, или неармированные пенопласти и другие легкие материалы. Заполнитель выбирают исходя из его назначения и характеристик, но в любом случае конструкция должна обладать большой жесткостью и не приводить к утяжелению конструкции.

В качестве примера рассмотрим вариант трехслойной конструкции стенки шарового резервуара, состоящей из внешних слоев малой толщины и системы ферм, играющую роль несущего слоя-заполнителя [89].

Конструкция трехслойной оболочки шарового резервуара представляет собой (рисунок 10.4):

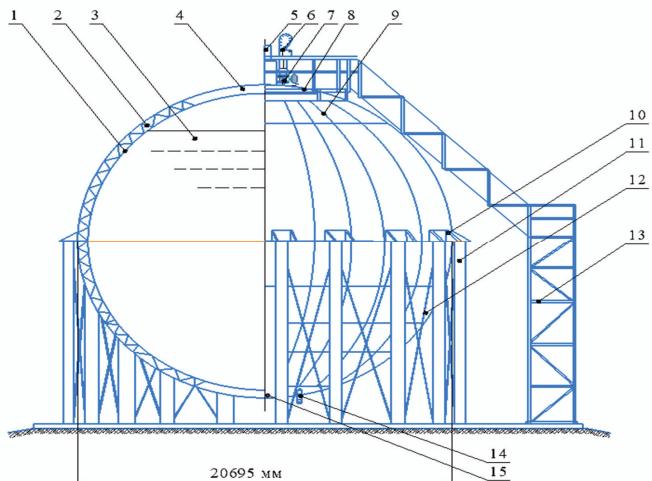


Рисунок 10.4 – Общий вид трехслойного шарового резервуара объемом 4000 м³:
1 – внутренняя оболочка резервуара, 2 – ферменный заполнитель, 3 – хранимый продукт, 4 – купол, 5 – холодильно-газовая машина, 6 – поплавковый указатель уровня; 7 – совмещенный узел для замера уровня, температуры нефти и отбора пробы; 8 – площадка обслуживания; 9 – внешняя оболочка резервуара; 10 – полка; 11 – опорная стойка; 12 – опорные связи; 13 – шахтная лестница; 14 – приемный и раздаточный патрубки; 15 – днище

Внутренний слой резервуара представляет собой оболочку, собранную из отдельных стальных листов, раскроенных на заводе из прокатных листов, а затем штампованных для придания сферической кривизны. Радиус кривизны листов равен радиусу оболочки.

Заполнитель представляет собой систему фермы, которая при выпучивании пластинок остается несгибаемой и создает для них дополнительные опорные закрепления. Ферменный заполнитель

изготавливается из стеклопластика. Стеклопластик характеризуется малым удельным весом, стойкостью к коррозионным повреждениям, температурным воздействиям и относительно низкой стоимостью изготовления. Ферменный заполнитель прикреплен к внешнему и внутреннему слою уголками, которые привариваются к оболочке в местах сварки листов внутренней оболочки (рисунок 10.5). Уменьшение контурных размеров полей, образованных вследствие постановки фермы, в значительной мере повышает устойчивость пластинок.

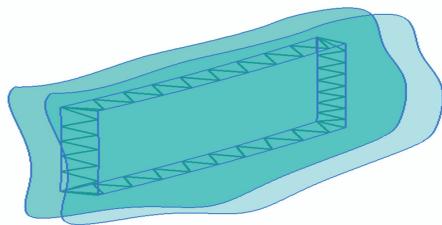


Рисунок 10.5 – Схема ферменного заполнителя

Для хранения продуктов с низкой температурой, такого как сжиженный природный газ с температурой сжижения -163°C , необходимо позаботиться о теплоизоляции резервуара. Для многослойных панелей в строительной сфере широко применяется пенополиуретан в качестве теплоизоляционного слоя. Помимо низкой теплопроводности пенополиуретана, данный материал обладает высоким уровнем адгезии, минимальным расходом и имеет малый вес, который не сильно нагружает общую конструкцию.

Внешний слой шарового резервуара собирают из стальных листов длиной 6 м, шириной 2 м таким образом, чтобы место стыка стальных листов приходилось на балку жесткости, представляющую собой уголок.

Внутренняя и внешняя оболочки изготавливаются из стали марки 09Г2С. Особенностью этой марки стали является наличие свойства качественной свариваемости. Это означает, что не требуется воздействовать на нее

температурой. Сварка такой стали не создает проблем, что обеспечивает низкий уровень концентрации углерода, а это делает металл после отпуска менее вязким и хрупким.

В настоящее время метод конечных элементов является универсальным средством анализа конструкций, и среди многообразия CAD/CAM/CAE-программ пакеты конечно-элементного анализа играют важную роль. Для их эффективного применения требуется более профессиональная подготовка, чем для изучения интерфейса и шаблонных приемов работы [92].

10.2.2 Методика построения двустенного шарового резервуара

Любая строительная конструкция представляется в виде расчетной схемы. Расчетная схема выступает в виде идеализированной модели.

Для того чтобы начать работу с комплексом, необходимо установить курсор на пиктограмму **Structure CAD** и дважды нажать левой кнопкой мыши. Загрузка комплекса продолжается несколько секунд.

Для создания нового проекта установить курсор на одноименную кнопку раздела **Управление** инструментальной панели и нажать левую кнопку мыши. На экране появляется диалоговое окно **Новый проект**, в котором задается информация о проекте: наименование, объект, заказчик и т. п., а также назначается тип расчетной схемы.

Затем управление передается Дереву проекта, которое содержит четыре раздела первого уровня, являющихся фактически этапами решения: **Исходные данные, Расчет, Результаты и Конструирование**. Работу по созданию нового проекта начинают с формирования расчетной схемы. Для этого следует установить курсор на раздел **Расчетная схема**. Управление будет передано графическому препроцессору, с помощью функций которого и выполняется синтез расчетной схемы.

Построение трехслойной стенки каждого пояса начинается с построения внутренней оболочки.

Раскрываем вкладку **Схема** и нажимаем **Создание поверхности вращения**. Задаем параметры поверхности в диалоговом окне **Создание поверхности вращения**. Для этого в разделе **Вид поверхности** активизируем пункт **Сфера**, в разделе **Элементы** – пункт **Пластины**, а в разделе **Разбивка** – крайнюю левую кнопку. В разделе **Геометрические характеристики** вводим геометрические характеристики шарового резервуара: **Радиус [R] (0)**, **радиус [r] (0)**, **Высота [H] (19)**, **Количество элементов [nH] (20)**, **Количество элементов [nR] (20)**, **Угол вращения (360)**. Диалоговое окно принимает вид, который представлен на рисунке 10.6.

Также необходимо задаться жесткостью. Задаемся толщиной пластины, равной 10 мм. В разделе **Материал** выбираем **Сталь качественная** и нажимаем **Ок**, а в разделе **Параметры** – пункт **Толщина пластин** задаемся 0,01 м и нажимаем **Ок**.

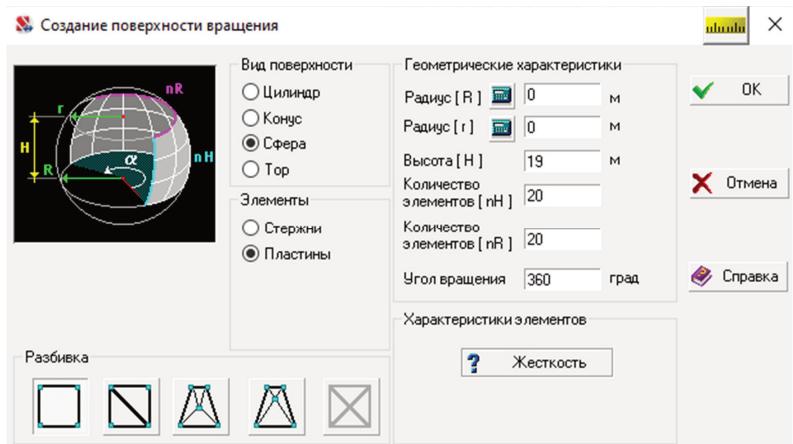


Рисунок 10.6 – Диалоговое окно «Создание поверхности вращения»

Нажимаем кнопку **Ок** диалогового окна **Создание поверхности вращения** и получаем на экране сгенерированную программой схему внутренней оболочки шарового резервуара (рисунок 10.7).

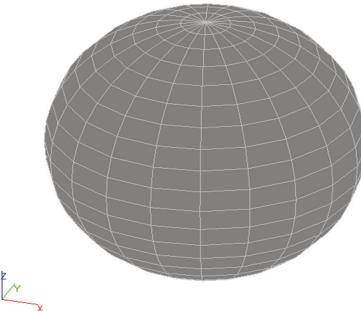


Рисунок 10.7 – Схема внутренней оболочки шарового резервуара

На **Панели инструментов** нажимаем кнопку **Информация об элементе**.

Нажимаем на элемент, выбираем 4-угольный конечный элемент оболочки. В разделе **Информация** выбираем **Узлы** (рисунок 10.8). Затем по номерам узлов найдем их координаты – на **Панели задач** нажимаем кнопку **Информация об узле** и вводим номер узла. Затем в новой вкладке создаем **Схему** и нажимаем кнопку **Узлы и элементы** → **Ввод узлов** (рисунок 10.9). И вводим известные нам координаты узлов. По заданным координатам осуществляется построение пластины.

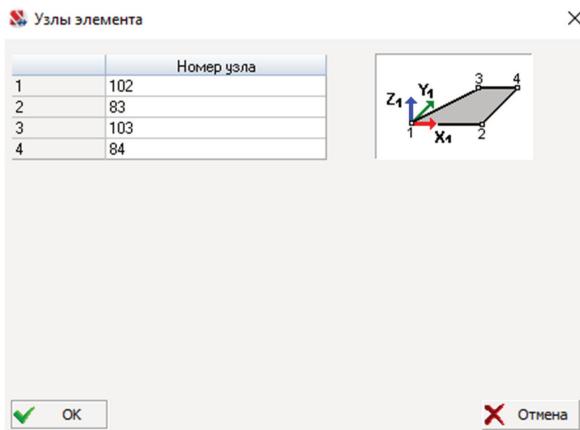


Рисунок 10.8 – Диалоговое окно «Узлы элемента»

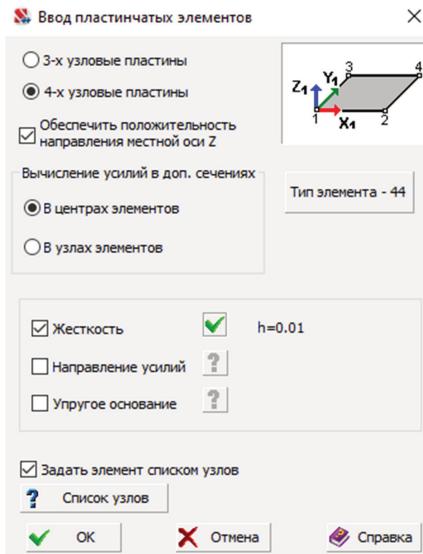


Рисунок 10.9 – Диалоговое окно «Ввод пластинчатых элементов»

По такой же методике строим модель внешней оболочки трехслойного шарового резервуара с геометрическими характеристиками: Радиус [R] (0), радиус [r] (0), Высота [H] (20), Количество элементов [nH] (20), Количество элементов [nR] (20), Угол вращения (360).

Полученные две пластины разобьем на конечные элементы с помощью кнопки **Дробление пластин** (рисунок 10.10).

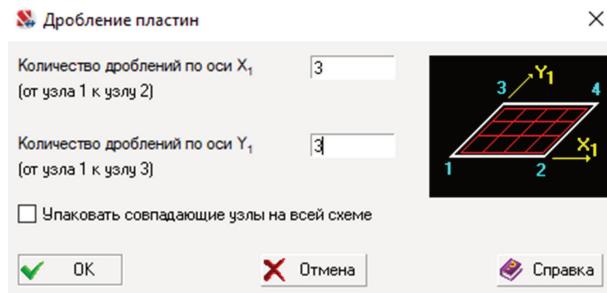


Рисунок 10.10 – Диалоговое окно «Дробление пластин»

Узлы, определяющие конечные элементы на оболочке, соединяем между обеими пластинами с помощью стержней. Подбираем пространственные стержни круглого сечения с номером жесткости 2. Длина пространственного стержня – 500 мм. Выбираем кнопку **Добавление стержней** (рисунок 10.11).

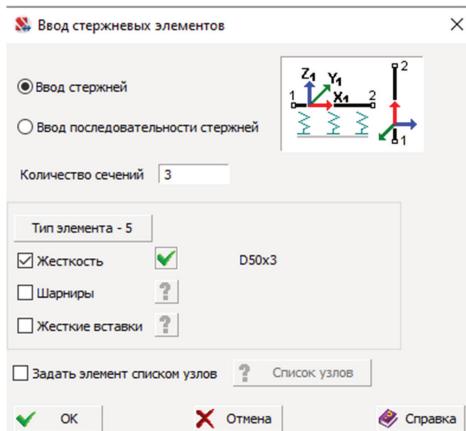


Рисунок 10.11 – Диалоговое окно «Ввод стержневых элементов»

В окне **Жесткость** выбираем **Трубы по ГОСТ 10704-91**, в разделе **Полный каталог профилей ГОСТ...>..**, представим тип жесткости и сечение стержня (рисунок 10.12).

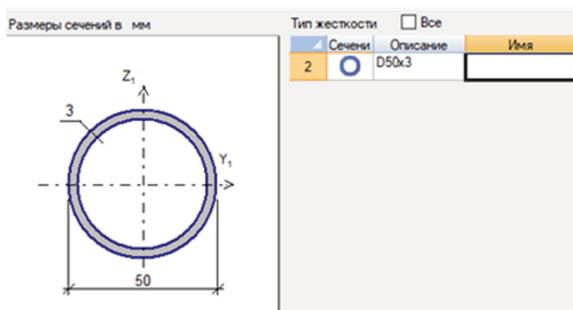


Рисунок 10.12 – Сечение связи, соединяющей внутреннюю и внешнюю оболочку шарового резервуара

Из раздела **Материал** выбираем **Сталь качественная** и нажимаем кнопку **Ок.**

Построение стрелок осуществляется в продольном и поперечном направлении. Установим направления связей в Диалоговом окне (рисунок 10.13) – X, Y, Z. Связи присваиваются узлам, перемещение или поворот которых необходимо закрепить, опираясь исключительно на конструктивное решение рассматриваемого строения.

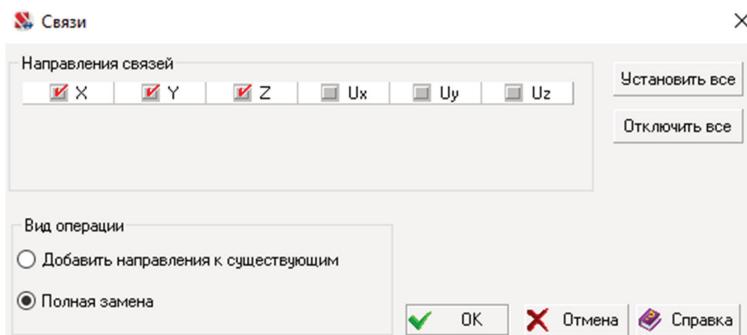


Рисунок 10.13 – Диалоговое окно «Связи в стержневом заполнителе»

Затем осуществляется построение трехслойной оболочки пояса с помощью функции **Режим сборки**. Построенная конструкция будет являться 1/20 частью трехслойного шарового резервуара.

Конструкция трехслойного шарового резервуара имеет значительное количество элементов, деталей и соединений. Данная методика построения трехслойного шарового резервуара в комплексе Structure CAD позволяет относительно быстро и с наименьшей вероятностью ошибок создать необходимую модель для расчета.

Для построения общей расчетной схемы трехслойного шарового резервуара также необходимо смоделировать опорные стойки. Опорные стойки задаются стержнями круглого сечения диаметром 360 мм и толщиной 20 мм. Количество опорных стоек – 20.

Раскрываем вкладку **Схема** и нажимаем **Создание поверхности вращения**. Задаем параметры поверхности в диалоговом окне **Создание поверхности вращения**. Для этого в разделе **Вид поверхности** активизируем пункт **Цилиндр**, в разделе **Элементы** – пункт **Пластины**, а в разделе **Разбивка** – крайнюю левую кнопку. В разделе **Геометрические характеристики** вводим геометрические характеристики шарового резервуара: **Радиус [R] (0,36)**, **радиус [r] (0)**, **Высота [H] (14)**, **Количество элементов [nH] (12)**, **Количество элементов [nR] (12)**, **Угол вращения (360)**. Диалоговое окно принимает вид, представленный на рисунке 10.14.

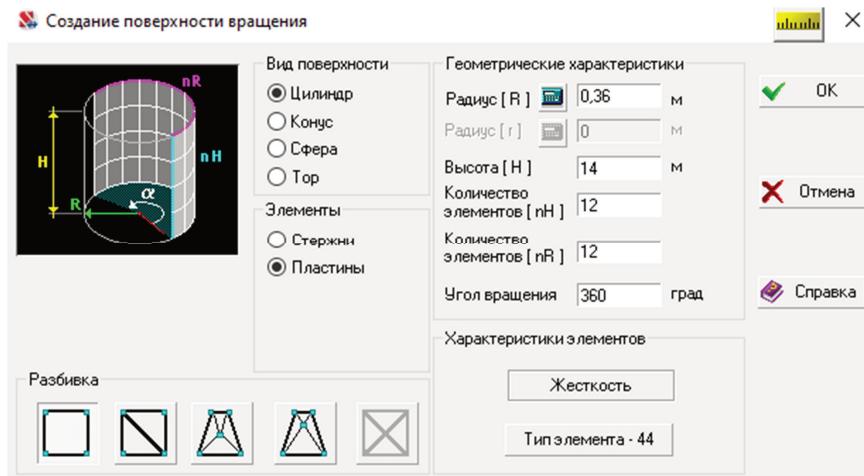


Рисунок 10.14 – Диалоговое окно «Создание поверхности вращения»

Также необходимо задаться жесткостью. Задаемся толщиной пластины, равной 20 мм. В разделе **Материал** выбираем **Сталь качественная** и нажимаем **Ок**, а в разделе **Параметры** – пункт **Толщина пластин** задаемся 0,02 м и нажимаем **Ок**.

С помощью функции **Режим сборки** построим «полку» для соединения опоры с оболочкой резервуара. Стыковка опорных стоек происходит с помощью

полки. Для более прочного соединения оболочки, соединяемые между собой, разбиваются на меньшие конечные элементы. Также с функцией **Режим сборки** соединяем опору со стенкой резервуара (рисунок 10.15). Полученная конструкция является 1/20 частью трехслойного шарового резервуара. Для построения целой модели трехслойного шарового резервуара последовательно соединяем конструкции с помощью функции **Режим сборки**.

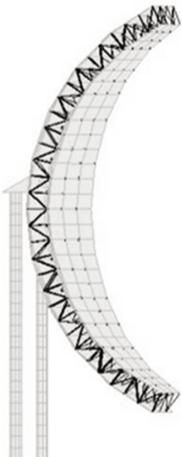


Рисунок 10.15 – Схема 1/20 части трехслойного шарового резервуара

В Панеле задач выбираем **Назначения**, нажимаем на кнопку **Установка связей в узлах**. Установим направления связей в Диалоговом окне (рисунок 10.16) – X, Y, Z. Связи присваиваются узлам, перемещение или поворот которых необходимо закрепить, опираясь исключительно на конструктивное решение рассматриваемого строения. При работе Structure CAD Office различают 6 видов связей: 3 перемещения и 3 поворота относительно 3 глобальных осей. Закрепления по X, Y, Z запрещают перемещения по соответствующим осям, однако поворот вокруг осей разрешен. Связи устанавливаем на нижних узлах опор. В итоге получаем общую конструкцию трехслойного шарового резервуара (рисунок 10.17).

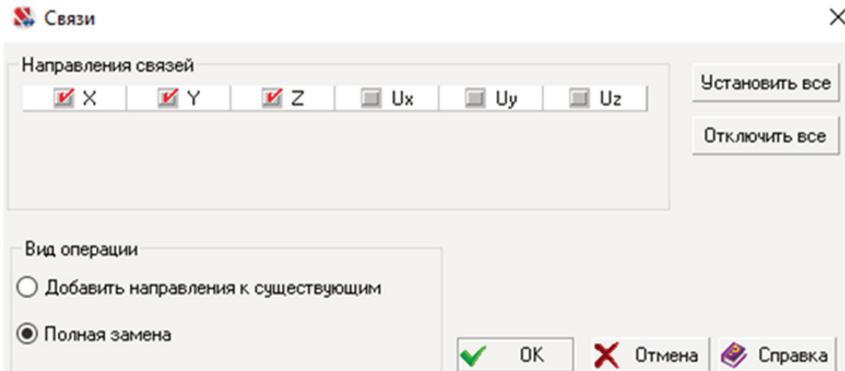


Рисунок 10.16 – Диалоговое окно «Связи»

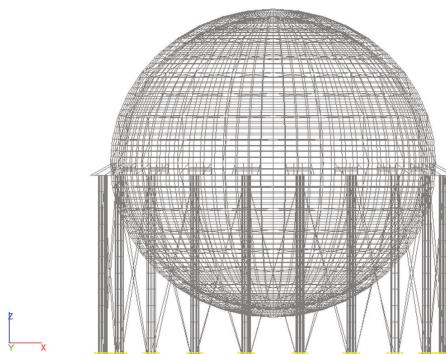


Рисунок 10.17 – Схема двустенного шарового резервуара, построенная в программном комплексе Structure CAD

Выводы: двустенный шаровой резервуар является сооружением со сложной конструктивной схемой, состоящей из большого числа элементов. Традиционные способы создания расчетных моделей посредством ввода узлов и элементов будут невыгодно отличаться значительной трудоемкостью и вероятностью появления субъективных ошибок, поскольку элементы конструкции расположены относительно друг друга в разных плоскостях и под разными углами и имеют более 10 000 узлов.

Для устранения этих факторов решено использовать следующие возможности программы:

- построение элементов трехслойной стенки каждого пояса;
- сборка конструкции стенки по построенным элементам;
- построение опорных стоек;
- сборка общей конструкции резервуара.

10.3 Сбор нагрузок и воздействий

Первым шагом расчета трехслойного шарового резервуара является определение внешних нагрузок и расчетной схемы, а также установление характера (формы) эпюры приложения этих нагрузок. Можно выделить следующие нагрузки, которые действуют на трехслойный шаровой резервуар:

- собственный вес металлоконструкции трехслойного шарового резервуара;
- снеговая нагрузка, рассматриваемая в трех вариантах;
- ветровая нагрузка;
- температурные климатические воздействия;
- нагрузка от избыточного давления;
- нагрузка от гидростатического давления.

10.3.1 Собственный вес трехслойного шарового резервуара

Собственный вес металлоконструкции трехслойного шарового резервуара, определяемый по формуле:

$$G_p = 4 \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \gamma_{cm} \cdot \delta + 4 \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \gamma_{cm} \cdot \delta + n \cdot q_{cmp}, \quad (10.1)$$

где γ_{cm} – удельный вес стали, Н/м³;

n – количество стержней;

δ – толщина стенки резервуара;

$$G_p = 4 \cdot 3,14 \cdot 5^2 \cdot 78500 \cdot 0,01 + 4 \cdot 3,14 \cdot 5^2 \cdot 78500 \cdot 0,01 + 116 \cdot 0,03 = 492980 \text{ Н.}$$

10.3.2 Снеговая нагрузка

Нормативная снеговая нагрузка на горизонтальную проекцию покрытия [160]:

$$S_c = c_e \cdot c_t \cdot \mu \cdot S_g, \quad (10.2)$$

где c_e – коэффициент, учитывающий снос снега с покрытий зданий под действием ветра или иных факторов, $c_e = 0,85$;

c_t – термический коэффициент, $c_t = 1$;

S_g – нормативное значение веса снегового покрова на 1 м² горизонтальной поверхности земли, $S_g = 2,5$ кПа;

μ – коэффициент перехода от веса снегового покрова земли к снеговой нагрузке на покрытие.

Первый вариант – при уклоне $\alpha \leq 30^\circ$ коэффициент $\mu_1 = 1$, при уклоне $\alpha \geq 60^\circ$, коэффициент $\mu_1 = 0$. Промежуточные значения определяются линейной интерполяцией.

Второй вариант – принимать при $z \leq r1$,

$$\mu_2 = Cr_1 (z/r1) 2 \sin\beta, \quad (10.3)$$

где

$$Cr_1 = 2.55 - \exp(0.8 - 14/f/d), \quad (10.4)$$

при $z > r1$, $\mu_3 = 1,5 \sin\beta$, при $\alpha = 45^\circ$; $\mu_3 = 0$, при $\alpha > 60$. Промежуточные значения определяются линейной интерполяцией.

Третий вариант – определять по формуле:

$$\mu_2 = 3 \sqrt{\frac{2f}{d} \sin 3\alpha \cdot \sin \beta}. \quad (10.5)$$

Полное расчетное значение снеговой нагрузки на горизонтальную проекцию S определяется по формуле:

$$S = S_0 \cdot \gamma_f, \quad (10.6)$$

где γ_f – коэффициент надежности по нагрузке, $\gamma_{cm} = 1,4$.

Гололедные образования на поверхности оболочек обычно не накапливаются в такой мере, чтобы их вводить в расчет как нагрузку. Опыт эксплуатации не дал примеров аварийных ситуаций, вызванных гололедом.

Таблица 10.1 – Результаты расчета вариантов снеговой нагрузки

Вариант	Радиус, м	α , град	S_0 , кПа	S , кПа
1	1,6	30	1,52	3,1
2	2,7	45	1,74	3,6
3	3,8	60	1,03	2,44

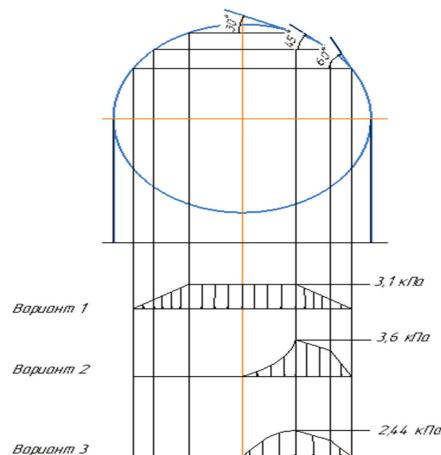


Рисунок 10.18 – Эпюры снеговой нагрузки

10.3.3 Ветровая нагрузка

Импульсивный характер ветровых нагрузок вводит оболочку в определенный режим колебаний. До настоящего времени неизвестны сколько-нибудь результативные попытки динамического расчета пневматических оболочек на пульсирующие ветровые нагрузки. Сейчас пользуются их статическим эквивалентом в виде эпюры распределения ветрового давления по поверхности оболочки. Эпюра распределения ветрового давления в вертикальных поперечных сечениях цилиндрической оболочки мало отличается от эпюры для сферической оболочки. Продольное направление ветра представляет малый интерес в связи с большой жесткостью формы оболочки по ее оси.

При расчете цилиндрических оболочек обычно предполагают направление ветра перпендикулярным продольной оси сооружения. Исследование картины распределения ветрового давления при различных направлениях ветра дало несколько неожиданный результат: максимальное воздействие наблюдается при отклонении ветра на 30° от перпендикулярного направления.

Интенсивность ветрового воздействия в области как положительного давления, так и отсоса заметно падает с уменьшением относительной высоты оболочки.

Нормативное значение основной ветровой нагрузки w следует определять, как сумму средней w_m и пульсационной w_p составляющих:

$$w = w_m + w_p, \quad (10.7)$$

где w_m – нормативное значение средней составляющей основной ветровой нагрузки;

w_p – нормативное значение с пульсационной составляющей основной ветровой нагрузки.

$$w_m = w_0 k(z_e) c, \quad (10.8)$$

где w_0 – нормативное значение ветрового давления, $w_0 = 0,3$ кПа;

$k(z_e)$ – коэффициент, учитывающий изменения ветрового давления для высоты z_e ;

c – аэродинамический коэффициент, $c = 0,6$.

$$k(z_e) = k_{10} (z_e / 10)^{2a}, \quad (10.9)$$

где z_e – высота от поверхности земли,

$$k(z_e) = 1,0 \cdot (6,5 / 10)^{2 \cdot 0,15} = 1,27,$$

$$w_m = 0,3 \cdot 1,27 \cdot 0,6 = 0,01 \text{ кПа.}$$

Нормативное значение с пульсационной составляющей основной ветровой нагрузки:

$$w_p = w_m \xi \zeta(z_e) v, \quad (10.10)$$

где w_m – нормативное значение средней составляющей основной ветровой нагрузки;

ζ – коэффициент динамичности, определяемый в зависимости от логарифмического декремента колебаний,

$\zeta(z_e)$ – коэффициент пульсации давления ветра,

z_e – коэффициент пространственной корреляции давления ветра,

ε – определяется формулой для первой собственной частоты f_l

$$\varepsilon = \frac{\sqrt{\omega_0 k(z_k) f}}{940 f_1}, \quad (10.11)$$

где $\gamma_f = 1.4$ – коэффициент надежности по нагрузке,

$f_l = 4,3$ Гц – предельное значение частоты собственных колебаний,

$$\varepsilon_l = \frac{\sqrt{0,3 \cdot 0,9 \cdot 1,4}}{940 \cdot 4,3} = 0,000093,$$

$$k(z_k) = 0,9.$$

Коэффициент пульсации давления ветра:

$$\zeta(z_e) = \zeta_{l0} (z_e / 10)^{-\alpha}, \quad (10.12)$$

$$\zeta(z_e) = 0,76 \cdot (6,5 / 10)^{-0,15} = 0,47.$$

Коэффициент пространственной корреляции давления ветра:

при определении коэффициента ξ :

$$b = h = 0,7 d,$$

где d – диаметр сферы, м,

$$b = h = 0,7 \cdot 11 = 7,7 \text{ м},$$

Число Рейнольдса:

$$R_e = 0,88 d \sqrt{\omega_0 k(z_k) \gamma_f} \cdot 10^5, \quad (10.13)$$

$$R_e = 0,88 \cdot 11 \sqrt{0,3 \cdot 0,9 \cdot 1,4} \cdot 10^5 = 595143,$$

$$\xi = 0,73.$$

Нормативное значение с пульсационной составляющей основной ветровой нагрузки:

$$w_p = 0,228 \cdot 0,9 \cdot 0,47 \cdot 0,73 = 0,01 \text{ кПа}.$$

Нормативное значение основной ветровой нагрузки w следует определять как сумму средней w_m и пульсационной w_p составляющих:

$$w = 0,228 + 0,01 = 0,02 \text{ кПа}.$$

Эпюра распределения ветрового давления на стенку шарового резервуара представлена на рисунке 10.19.

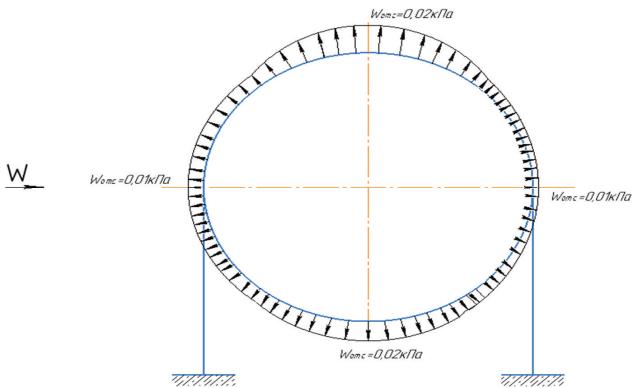


Рисунок 10.19 – Эпюра распределения ветрового давления:

W – направление ветра; W_{otc} – ветровое давление (отсос)

10.3.4 Температурные воздействия

Нормативные значения изменения средних температур по сечению элемента в теплое Δt_w и холодное Δt_c время года определяются по формулам [160]:

$$\Delta t_w = t_w - t_{oc}, \quad (10.14)$$

$$\Delta t_c = t_c - t_{ow}, \quad (10.15)$$

где t_w , t_c – нормативные значения средних температур по сечению элемента в теплое и холодное время года;

t_{oc} , t_{ow} – начальные температуры в теплое и холодное время года, принимаемые в зависимости от календарного срока замыкания конструкций в единую систему.

$$t_w = t_{ew} + \theta_1 + \theta_4, \quad (10.16)$$

$$t_c = t_{ec} - 0,5 \cdot \theta_1, \quad (10.17)$$

где t_{ew} , t_{ec} – средние суточные температуры наружного воздуха, соответственно, в теплое и холодное время года;

θ_1 – приращение средних по сечению элемента температур от суточных колебаний температуры наружного воздуха;

θ_4 – приращение средних по сечению элемента температур от солнечной радиации.

Средние суточные температуры наружного воздуха в теплое t_{ew} и холодное t_{ec} время года следует определять по формулам:

$$t_{ew} = t_{VII} + \Delta t_{VII}, \quad (10.18)$$

$$t_{ew} = 15 + 20 = 35^{\circ}\text{C},$$

$$t_{ec} = t_I + \Delta_I, \quad (10.19)$$

$$t_{ec} = 20 + 6 = 26^{\circ}\text{C},$$

где t_I , t_{VII} – многолетние средние месячные температуры воздуха в январе и июле;

Δ_I , Δ_{VII} – отклонения средних суточных температур от средних месячных.

Приращение θ_4 определяется по формуле:

$$\theta_4 = 0,05 \rho S_{\max} k, \quad (10.20)$$

где ρ – коэффициент поглощения солнечной радиации материалом наружной поверхности конструкции крыши, $\rho = 0,65$,

S_{\max} – максимальное значение суммарной (прямой, рассеянной) солнечной радиации, $S_{\max} = 839$,

$$k = 0,7,$$

$$\theta_4 = 0,05 \cdot 0,65 \cdot 839 \cdot 0,7 = 19,087.$$

Начальную температуру, соответствующую завершению монтажа купольной крыши, в теплое t_{ow} и холодное t_{oc} время года следует определять по формулам:

$$t_{ow} = 0,8 t_{VII} + 0,2 t_I, \quad (10.21)$$

$$t_{ow} = 0,8 * 15 + 0,2 * 20 = 16^{\circ}\text{C},$$

$$t_{oc} = 0,2 t_{VII} + 0,8 t_I, \quad (10.22)$$

$$t_{oc} = 0,2 * 15 + 0,8 * 20 = 19^{\circ}\text{C},$$

$$t_w = 35 + 8 + 19,087 = 62,087^{\circ}\text{C},$$

$$t_c = 14 - 0,5 * 8 = 10^{\circ}\text{C},$$

$$\Delta t_w = 62,087 - 19 = 43,087^{\circ}\text{C},$$

$$\Delta t_c = 10 - 16 = -6 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Коэффициент надежности по нагрузке γ_t для температурных климатических воздействий Δt следует принимать равным 1.

Расчет температурных напряжений:

$$\varepsilon_t = \Delta T \alpha, \quad (10.23)$$

где ΔT – изменение температура в теле, $^\circ\text{C}$;

α – коэффициент температурного расширения материала. Определение: коэффициент температурного расширения характеризует относительную величину изменения линейных размеров тела с изменением температуры.

$$\varepsilon_t = 49,087 * 0,0000115 = 0,0005645.$$

Предельное укорочение (удлинение) пластины $\Delta_{\text{крит}}$ длина L :

$$\Delta_{\text{крит}} = \varepsilon_m L_1, \quad (10.24)$$

Температурные напряжения:

$$\sigma_t = \varepsilon_m E, \quad (10.25)$$

$$\sigma_t = 112,90068 * 1,1 = 0,124 \text{ кПа}.$$

10.3.5 Гидростатическое давление жидкости

Расчет ведется для заполнителя – воды (при испытаниях), так как вода тяжелее действительного заполнителя.

Давление на стенку при заполнении водой (при гидравлическом испытании), определяемое по формуле:

$$P_{\text{гидр}} = \rho g h, \quad (10.26)$$

где h – высота столба жидкости, равная $0,85 \cdot D = 16,7 \text{ м}$,

$$G_{np} = 1000 \cdot 9,81 \cdot 16,7 = 163827 \text{ Па} = 163,8 \text{ кПа}.$$

Схема нагрузок на оболочку шарового резервуара представлена на рисунке 10.20.

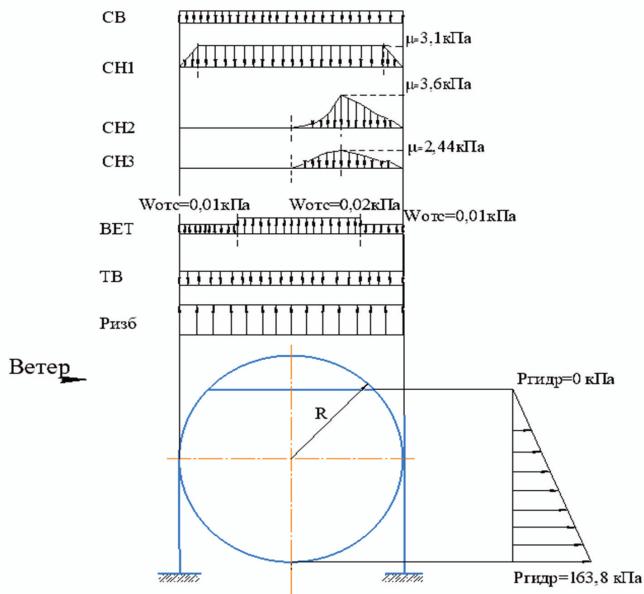


Рисунок 10.20 – Схема нагрузок на шаровой резервуар:

СВ – собственный вес; CH1, CH2, CH3 – снеговая нагрузка по 1, 2 и 3-му вариантам распределения снега по крыше соответственно; ВЕТ – ветровая нагрузка; ТВ – температурные климатические воздействия; Р_{изб} – нагрузка от избыточного давления; Р_{гидр} – гидростатическое давление

10.3.6 Расчетные сочетания нагрузок

На реальную конструкцию обычно действует несколько нагрузок одновременно. При этом вероятность того, что все нагрузки будут иметь максимальные значения, невелика. Поэтому при расчете по методу предельных состояний рассматриваются сочетания нагрузок (таблица 10.2).

Вывод: максимальная нагрузка, действующая на шаровой резервуар, составляет 232,5 кПа и состоит из снеговой нагрузки, собственного веса оболочки, веса продукта, температурного воздействия и гидростатического давления.

Таблица 10.2 – Сочетания нагрузок

№ п/п	Вид нагрузки	Значение, кПа
1	снеговая нагрузка+ ветровое давление (отсос)+ температурные воздействия	2,643-0,03+0,124=2,73
2	снеговая нагрузка + ветровое давление (отсос) + собственный вес+ температурные воздействия	2,643-0,03+0,124+0.196=2,93
3	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+224=2991,19
4	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+261,5=3028,69
5	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+313,8=3080,8
6	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+392=3159,19
7	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+503=3375,19
8	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+0,784=3,55
9	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+0,856=40,373
10	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,124+1,034=68,814
11	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2,643+0,03+0,124+1,57+178 69,2=149 574,5
12	снеговая нагрузка + ветровое давление + собственный вес + гидростатическое давление + температурные воздействия	2656,3+0,03+1206,4+11,57+ 178694,2=232 532,5

10.4 Моделирование двустенного шарового резервуара в SCAD

10.4.1 Расчет перемещений, главных и эквивалентных напряжений

Одним из основных численных методов для расчета строительных конструкций является метод конечных элементов (МКЭ). На сегодняшний день на основе МКЭ создано множество вычислительных комплексов, из которых одним из наиболее востребованных в России и странах СНГ является

«Интегрированная система прочностного анализа и проектирования конструкций Structure CAD Office» (SCAD).

Модель разбивается на конечные элементы. В результате такой разбивки появляются узлы, которые указывают на соединение элементов. В опорные узлы вводятся соответствующие связи, которые обеспечивают соединение с неподвижным основанием. Нумерация узлов и элементов определяет последовательность задания исходной информации и чтение результатов счета. Конечные элементы, имеющие одинаковые жесткостные характеристики, объединяются по типам жесткости.

Расчет начинается с прикладывания нагрузок на оболочку шарового резервуара (рисунок 10.21).

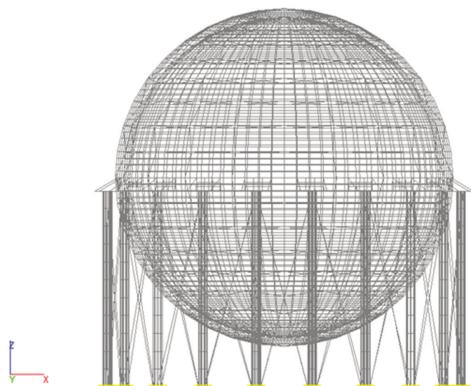


Рисунок 10.21 – Схема трехслойного шарового резервуара, построенная в программном комплексе SCAD

Во вкладке **Загружени**я нажимаем на кнопку **Собственный вес**. Задаемся коэффициентом включения собственного веса – 1,05 (рисунок 10.22).

Для задания загружения температурным воздействием нажмем на кнопку **Задание температурных нагрузок**. Вводим **Действие температуры – По всему полю**, Изменение температуры по отношению к температуре замыкания – 41 °C.

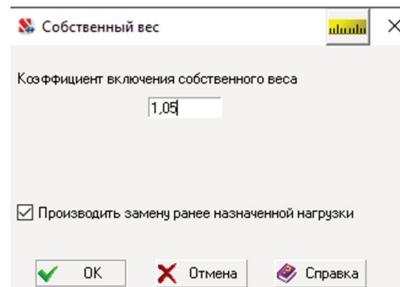


Рисунок 10.22 – Диалоговое окно «Собственный вес»

Во вкладке **Загружения** нажимаем на кнопку **Нагрузки на пластины**, вызываем диалоговое окно **Задание нагрузок** на пластичные элементы. Выбираем действие нагрузки **На группу элементов**, **Направление развития нагрузки – Z**. В поля **Значение нагрузки** вводим последовательно значения нагрузок и нажимаем кнопку **Ок** (рисунок 10.23). На схеме отмечаем пластины, на которые действуют нагрузка, и нажимаем кнопку **Подтверждение** инструментальной панели.

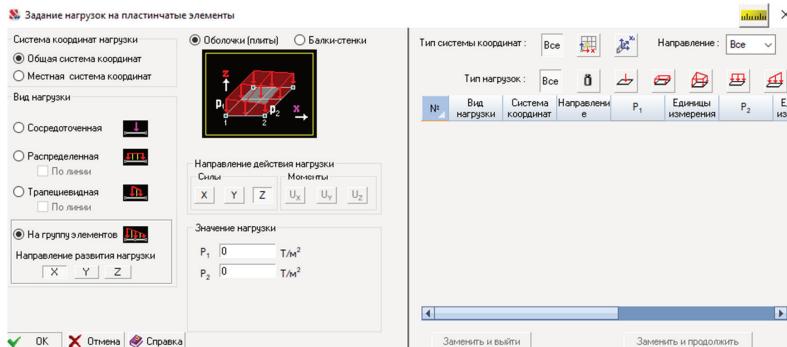


Рисунок 10.23 – Диалоговое окно «Задание нагрузок на пластичные элементы»

Записываем созданное загружение в проект, активизируя **Сохранить/Добавить** в инструментальной панели. В диалоговом окне вводим название нагрузки и нажимаем **Ок** (рисунок 10.24).

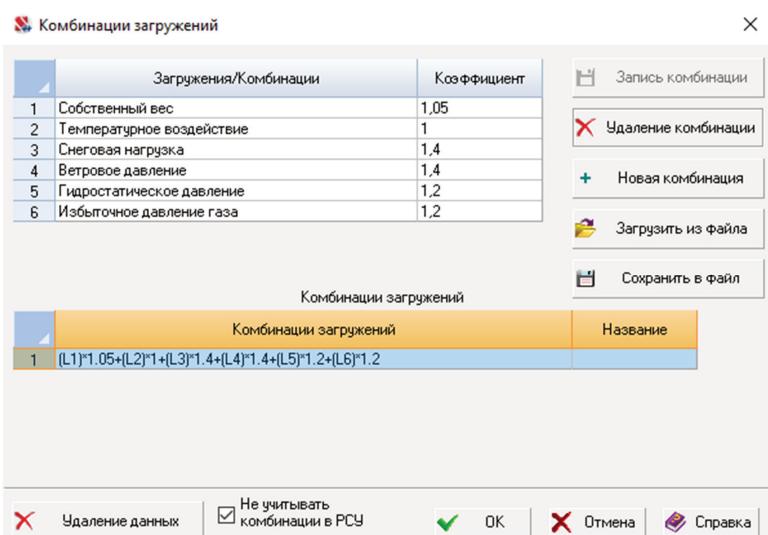


Рисунок 10.24 – Прикладываемые нагрузки на расчетную схему в SCAD

Для расчета активизируем пункт **Линейный** раздела **Расчет** дерева проекта. В диалоговом окне **Параметры расчета** нажимаем кнопку **Ок**. На вопрос **Проект был модифицирован. Сохранить изменения?** отвечаем Да.

После окончания расчета просматриваем окно **Протокол выполнения расчета**. При условии правильности выполнения (**Задание выполнено**) и отсутствия замечаний (**Геометрически измененная система**) активизацией кнопки **Выход** переходим в дерево проекта для анализа полученных результатов.

Результатом расчета являются цветовые схемы распределения перемещений внешней стенки, усилий и напряжений в двустенном шаровом резервуаре. Получим результаты. Они представлены на рисунках 4.5, 4.6, 4.7, 4.8.

Предельно допустимые перемещения для стальных конструкций пролетом до 30 м, согласно [160]: $L/200 = 20\ 000/200 = 100$ мм, где L – диаметр двустенного шарового резервуара, равный 20 000 мм.

Согласно расчету двустенного шарового резервуара, перемещения конструкции – меньше 100 мм, что является допустимым.

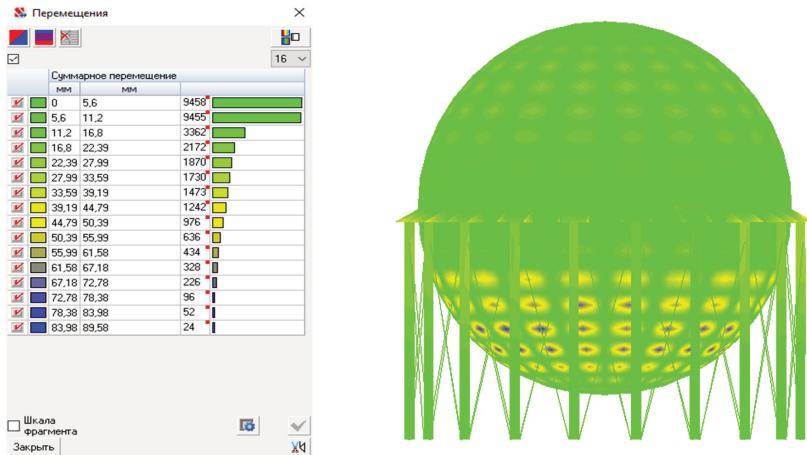


Рисунок 10.25 – Распределение перемещений внешней стенки в двустенном шаровом резервуаре

Для расчета главных и эквивалентных напряжений следует установить курсор на раздел **Графический анализ**. На панели управления нажимаем на кнопку **Постпроцессоры**. Затем на кнопку **Анализ главных и эквивалентных напряжений**.

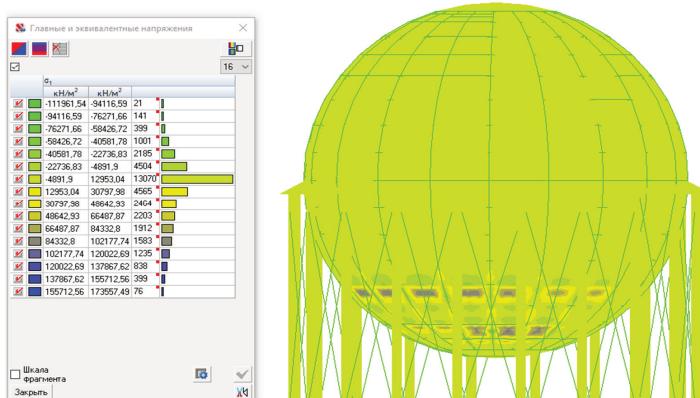


Рисунок 10.26 – Распределение главных и эквивалентных напряжений внутреннего слоя в трехслойном шаровом резервуаре

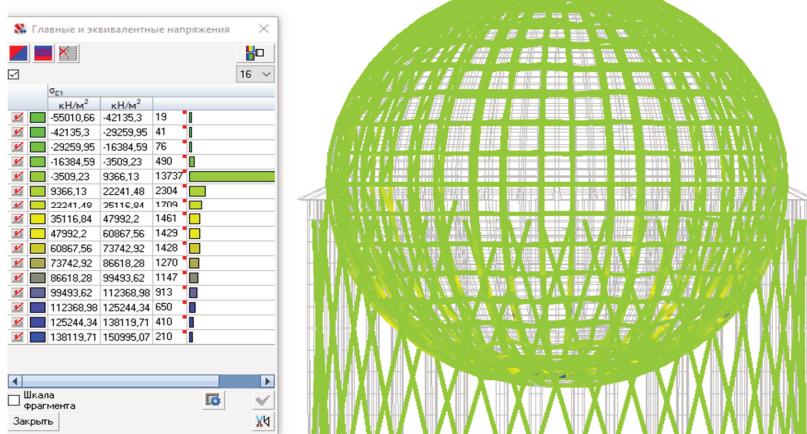


Рисунок 10.27 – Распределение главных и эквивалентных напряжений срединного слоя в трехслойном шаровом резервуаре

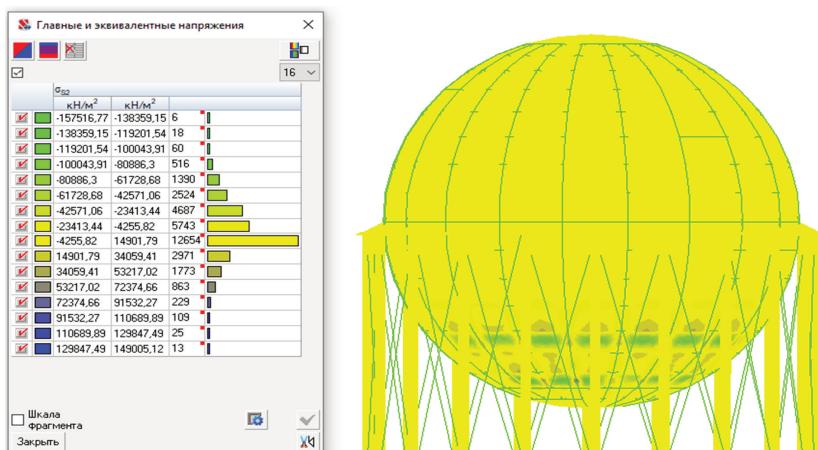


Рисунок 10.28 – Распределение главных и эквивалентных напряжений внешнего слоя в трехслойном шаровом резервуаре

10.4.2 Расчет элементов ферменного заполнителя

Подбор сечения элементов ферменного заполнителя [75]

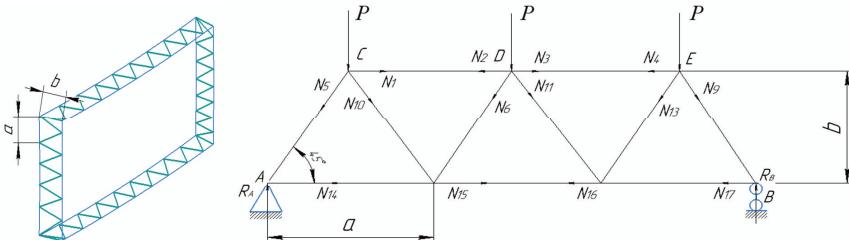


Рисунок 10.29 – Расчетная схема ферменного заполнителя

Для данной фермы необходимое условие статической неопределенности и геометрической неизменяемости фермы выполняется. Теперь исследуем правильность расстановки связей в ферме. Данная ферма образована двумя жесткими дисками. Контур первого из них ограничен узлами. Действительно, жесткий диск образован четырьмя шарнирными треугольниками. Второй диск, контур которого ограничен узлами, также образован четырьмя шарнирными треугольниками, т. е. представляет собой простейшую ферму. Два диска соединены между собой тремя связями, линии действия которых не параллельны и не пересекаются в одной точке, в узле б и стержнем 5–7. Таким образом, вся конструкция также представляет собой жесткий диск. Он прикреплен к основанию тремя связями, линии действия которых не параллельны и не пересекаются в одной точке. Следовательно, на основе структурного анализа можно сделать вывод, что данная ферма является геометрически неизменяемой.

Мысленно рассечем ферму сечением, изображенным на рисунке 10.29, и рассмотрим равновесие левой части. Напомним, что положительное значение продольного усилия соответствует растяжению стержня, а отрицательное – сжатию. Поэтому при составлении уравнений равновесия будем считать неизвестные стержневые усилия растягивающими.

Подбор сечений производится по условию обеспечения устойчивости стрелевой фермы по формуле [160]:

$$\sigma = \frac{N}{F} \leq \phi R_c m, \quad (10.27)$$

где N – продольное усилие, возникающее в рассчитываемом стержне, кН;

F – площадь поперечного сечения элемента;

ϕ – коэффициент продольного изгиба, $\phi = 0,5$;

R_c – расчетное сопротивление стеклопластика растяжению – сжатию, $R_c = 98,8$ МПа;

m – коэффициент условий работы, $\gamma_c = 0,9$.

$$\sigma = \frac{N}{F} \leq 0,5 \cdot 98,8 \cdot 0,9 = 44,46 \text{ МПа.}$$

Исходя из данного условия, были подобраны сечения элементов в виде труб радиусами R_1 (радиус внутренней поверхности трубы), равный 100 мм, R_2 (радиус внешней поверхности трубы), равный 120 мм.

10.4.3 Расчет главных и эквивалентных напряжений в оболочках

Главные напряжения во внешних слоях оболочки в предположении идеализированной упругой работы конструкции определяют по следующим формулам [189]:

$$\sigma_{1e} = \frac{B_1 \cdot N_1}{B \cdot \delta_1}, \quad (10.28)$$

$$\sigma_{2e} = \frac{B_2 \cdot N_2}{B \cdot \delta_2}, \quad (10.29)$$

где B_1 , B_2 – значения жесткости при растяжении соответственно внутренней и внешней оболочек, МН·м, определяемые по формуле:

$$B_1 = \frac{E \cdot \delta_1}{1 - \nu^2}, \quad (10.30)$$

$$B_1 = \frac{2,1 \cdot 10^5 \cdot 0,01}{1 - 0,3^2} = 0,046 \text{ МН м,}$$

$$B_2 = \frac{E \cdot \delta_2}{1 - \nu^2}, \quad (10.31)$$

$$B_2 = \frac{2,1 \cdot 10^5 \cdot 0,01}{1 - 0,3^2} = 0,046 \text{ МН м},$$

N_1, N_2 – критические напряжения на слоях соответственно внутренней и внешней оболочек в предположении идеализированной упругой работы конструкции

$$N_{I,2} = 34,9 \cdot \frac{D_i}{r^2} \cdot \frac{1}{1+1,12 \cdot \chi}, \quad (10.32)$$

где χ – коэффициент продольного сжатия, равный 1 [188];

D_i – жесткость при изгибе на единицу ширины листа, МН·м

$$D_i = \frac{E \cdot \delta_i^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)}, \quad (10.33)$$

где δ – толщина оболочки;

E, ν – модуль упругости и коэффициент Пуассона стали, $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0,3$.

$$D_i = \frac{2,1 \cdot 10^5 \cdot 0,01^3}{12 \cdot (1 - 0,3^2)} = 1,54 \text{ МН·м},$$

$$N_I = 34,9 \cdot \frac{1,54}{10,1^2} \cdot \frac{1}{1+1,12 \cdot 1} = 5,33 \text{ МН},$$

$$N_2 = 34,9 \cdot \frac{1,54}{9,85^2} \cdot \frac{1}{1+1,12 \cdot 1} = 3,43 \text{ МН}.$$

B – жесткость на единицу ширины оболочки как сумма жесткостей слоев:

$$B = B_1 + B_2, \quad (10.34)$$

$$B = 0,046 + 0,023 = 0,069 \text{ МН·м},$$

$$\sigma_{1e} = \frac{0,046 \cdot 5,33}{0,069 \cdot 0,01} = 355,34 \text{ МПа},$$

$$\sigma_{2e} = \frac{0,046 \cdot 3,43}{0,069 \cdot 0,01} = 228,68 \text{ МПа}.$$

Для определения перемещений используется следующая формула:

$$\omega = \frac{\gamma a^2 d}{E h} \left(1 - \frac{x}{d} - e^{-\beta x} \left(1 - \frac{1}{\beta d} \right) \sin(\beta d) \right), \quad (10.35)$$

где γ – объемный вес жидкости, находящийся в резервуаре, кН/м³;

h – толщина стенки, мм;

a – радиус резервуара, м;

d – высота резервуара, м.

$$\omega = \frac{17,65 \cdot 10^2 \cdot 10}{2,1 \cdot 10^5} \left(1 - \frac{20}{10} - 2,7^{-2,1 \cdot 20} \left(1 - \frac{1}{2,1 \cdot 20} \right) \sin(2,1 \cdot 20) \right) = 93,1 \text{ мм.}$$

10.4.4 Расчет опорной стойки сферического резервуара

Опирание сферической оболочки выполняют через опорные столики (рисунок 10.30).

Сферическая оболочка опирается на трубчатые стойки, примыкающие вертикально по большому кругу горизонтального сечения сферы [158].

Диагональные связи совместно со стойками образуют опору резервуара с неизменяемой расчетной схемой. Такая конструкция воспринимает вертикальные нагрузки от веса продукта (при испытании – массы воды), собственного веса оболочки и опор и горизонтальные нагрузки от ветра, сейсмических и других воздействий [160].

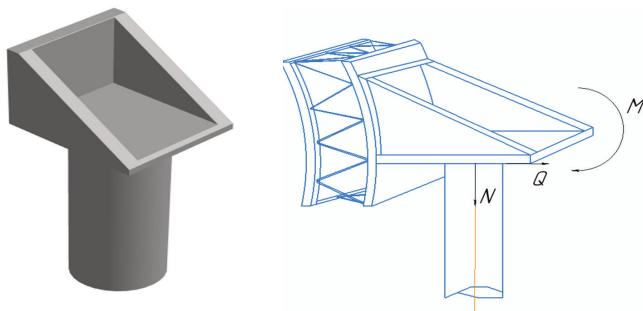


Рисунок 10.30 – Узел соединения опорной стойки с оболочкой резервуара

Для нахождения сечения диагональных связей воспользуемся программным комплексом SCAD. Зная нагрузку – 91,84 кН, действующую на опорные стойки, можно вычислить возникающие усилия. Зададим сечение связей – 60 x 10 мм.

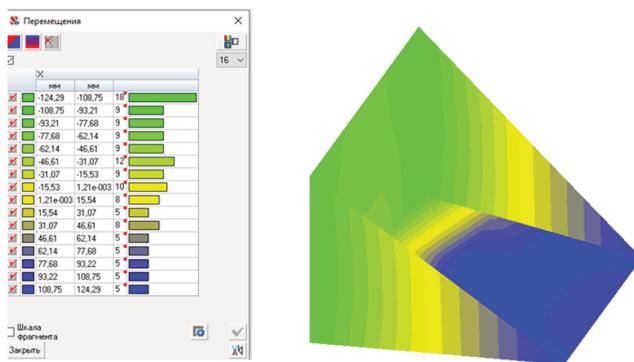


Рисунок 10.31 – Перемещения опорного столика стойки шарового резервуара

Напряжение потери устойчивости:

$$\sigma_{kp} = \frac{\pi^2 E t^2}{12 L_{cm}^2}, \quad (10.36)$$

где σ_{kp} – напряжение потери устойчивости;

E – модуль упругости,

$$\sigma_{kp} = \frac{\pi^2 E \cdot 3^2}{12 \cdot 714^2}.$$

Сила, при которой происходит потеря устойчивости стержней заполнителя:

$$F_{сж} = \sigma_{kp} \cdot S, \quad (10.37)$$

$$F_{сж} = 104 \cdot 10^6 \cdot 0,001574 = 16,36 \text{ кН.}$$

Необходимо выполнение условия:

$$F_{расч} \leq F_{сж},$$

$$11,96 \text{ кН} < 16,36 \text{ кН.}$$

Условие выполняется, для дальнейшего расчета выберем сечение диагональных связей – 60 x 20 мм.

Принимаем расчетную схему опорной стойки (рисунок 10.32) в виде стержня, защемленного в основании. Опорная стойка выполнена из трубчатого профиля 360 x 30 мм.

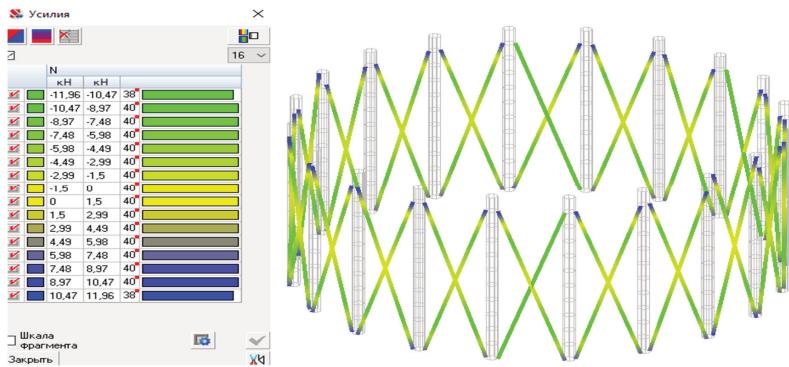


Рисунок 10.32 – Усилия, возникающие в диагональных связях стоек шарового резервуара

Длина стойки от уровня земли до опорного узла:

$$L = R (1 - \sin\gamma) + 3,0 \text{ м} = 10,09 \text{ м},$$

где $D = 2R = 21 \text{ м}$ – диаметр оболочки резервуара, $3,0 \text{ м}$ – расстояние от уровня земли до нижней точки оболочки резервуара.

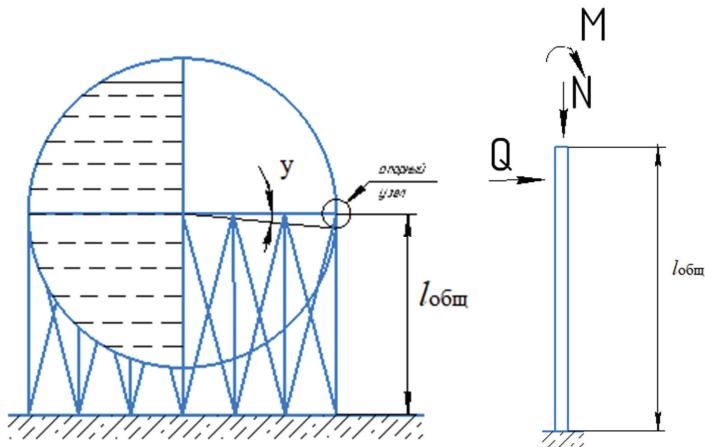


Рисунок 10.33 – Расчетные схемы резервуара и опорной стойки

Определим коэффициент, характеризующий упругую податливость:

$$\xi = \frac{1,5 l}{A_D l^2 F(\alpha_1; \frac{\pi}{n})} + 1, \quad (10.38)$$

где

$$F(\alpha_1; \frac{\pi}{n}) = \sin \alpha, \cos^2 \alpha, \sin^2 \frac{\pi}{n}, \quad (10.39)$$

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{n l}{2 \pi R}, \quad (10.40)$$

I – момент инерции поперечного сечения опорной трубчатой стойки,
 $I = 17261,8 \text{ см}^4$;

$n = 16$ – количество опорных стоек;

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{12 \cdot 8}{2 \pi \cdot 800} = 62,4^0, \quad (10.41)$$

$$F(\alpha_1; \frac{\pi}{n}) = 0,013 \cdot 0,464^2 \cdot 0,259^2 = 0,13,$$

$$\xi = \frac{1,5 \cdot 17261,8}{7,28 \cdot 800^2 \cdot 0,013} + 1 = 1,43.$$

Для учета температурных воздействий используем методику, приведенную в [206], вводится поправочный коэффициент K . Для определения K необходимо найти коэффициенты $\delta, \delta_{l1}, \delta_{l2}, \delta_{22}$.

Свободная радиальная температурная деформация сферического резервуара определяется:

$$\delta_0 = \alpha R (t_0 - t_3), \quad (10.42)$$

где $\alpha = 12 \cdot 10^{-6}$ – коэффициент линейного расширения металла;

t_3 – температура конструкции при замыкании резервуара на монтаже,

$t_3 = 0^\circ\text{C}$.

$$\delta_0 = 12 \cdot 10^{-6} \cdot 10,5 \cdot (29 - 0) = 0,004 \text{ м.}$$

Разрывы линейного и углового перемещения оболочки и стойки, представляющие собой грузовые члены канонической системы метода сил, будут равны:

$$\delta_t = \delta_0 - \Psi_t (L - \frac{l}{3}), \quad (10.43)$$

$$\Psi_t = \frac{3 R \alpha \Delta t \sin^2 \frac{\pi}{n}}{\xi \delta}, \quad (10.44)$$

где Δt – приращение температуры опорной конструкции;

$\Delta t = t_2 - t_3 = -28 - 0 = -28$ °C (температура опорной конструкции принимается равной температуре окружающей среды);

$$\Psi_t = \frac{3 \cdot 10,5 \cdot 12 \cdot 10^{-6} (-28) \sin^2 \frac{180}{16}}{1,43 \cdot 0,01} = -0,028;$$

$$\Delta_t = 0,004 + 0,028 (10,09 - \frac{8}{3}) = 0,21 \text{ м.}$$

При действии радиальной силы и момента, равных единице, прогиб и угол поворота определяются:

$$\delta_{11} = \frac{L^3}{3 EI} \cdot \left[1 - \frac{9}{4\xi} \cdot \frac{l}{L} \left(1 - \frac{l}{L} \right)^2 \right], \quad (10.45)$$

$$\delta_{21} = \delta_{12} = \frac{L^2}{3 EI} \cdot \left[1 - \frac{3}{2\xi} \cdot \frac{l}{L} \left(1 - \frac{l}{L} \right)^2 \right], \quad (10.46)$$

$$\delta_{22} = \frac{L}{EI} \cdot \left[1 - \frac{3}{4\xi} \cdot \frac{l}{L} \right], \quad (10.47)$$

$$\delta_{11} = \frac{1009^3}{3 \cdot 2,1 \cdot 10^4 \cdot 17261} \cdot \left[1 - \frac{9}{4 \cdot 1,43} \cdot \frac{800}{1009} \left(1 - \frac{800}{31009} \right)^2 \right] = 0,31 \text{ см,}$$

$$\delta_{12} = \frac{1009^2}{3 \cdot 2,1 \cdot 10^4 \cdot 17261} \cdot \left[1 - \frac{3}{4 \cdot 1,43} \cdot \frac{800}{1009} \left(1 - \frac{800}{31009} \right)^2 \right] = 6,1 \cdot 10^{-4} \text{ см,}$$

$$\delta_{22} = \frac{1009}{2,1 \cdot 10^4 \cdot 17261} \cdot \left[1 - \frac{3}{4 \cdot 1,43} \cdot \frac{800}{1009} \right] = 1,6 \cdot 10^{-6} \text{ см,}$$

где $l = 8$ м – высота закрепления опорной стойки.

Жесткость оболочки при радиальном перемещении и повороте оголовка стойки:

$$G_i = \frac{E \cdot t^2}{r \sqrt{12 \cdot (1 - \nu^2)}} \cdot \bar{G}_p, \quad (10.48)$$

$$G_M = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \bar{G}_M, \quad (10.49)$$

где G_p и G_M – безразмерные значения коэффициентов жесткости, вычисляемые по формулам в зависимости от соотношения сторон c/b [190]:

$$\bar{G}_p = 40 + 1,25 \frac{b}{r}, \quad (10.50)$$

$$\bar{G}_m = 50 + 20 \frac{b}{r_c} + \left(\frac{b}{r_c} \right)^2, \quad (10.51)$$

$$\alpha_c = \frac{r_c}{r_0}, \quad (10.52)$$

$$r_0 = \frac{\sqrt{R t}}{\sqrt[4]{12 \cdot (1 - \nu^2)}}, \quad (10.53)$$

$$\frac{b}{r_c} + \sqrt{\frac{R}{2 r_c}} - \frac{1}{2}, \quad (10.54)$$

где $t = 1,0$ см – толщина стенки оболочки;

$E = 2,1 \cdot 10^4$ кН/см² – модуль упругости стали;

$\nu = 0,3$ – коэффициент Пуассона,

$$\frac{b}{r_c} + \sqrt{\frac{800}{2 \cdot 20,1}} - \frac{1}{2} = 3,96 \rightarrow b = 79,6 \text{ см};$$

$$G_p = 49 + 1,25 \cdot 3,96 = 44,95;$$

$$G_M = 50 + 20 \cdot 3,96 + (3,96)^2 = 144,88;$$

$$G_p = \frac{2,1 \cdot 10^4 \cdot 1,2^3}{800 \sqrt{12 \cdot (1 - 0,3^2)}} \cdot 44,95 = 514,88 \text{ кН / см};$$

$$G_p = \frac{2,1 \cdot 10^4 \cdot 1,2^3}{12 \cdot (1 - 0,3^2)} \cdot 144,88 = 481447,4 \text{ кН / см}.$$

Под действием внутреннего избыточного давления радиус оболочки резервуара увеличивается на величину:

$$W_g = \frac{1-\nu}{2} \cdot \frac{g R^2}{E t}, \quad (10.55)$$

где $g = 0,025$ кН/см² – избыточное давление;

$$W_g = \frac{1-0,3}{2} \cdot \frac{0,025 \cdot 800^2}{2,1 \cdot 10^{-4} \cdot 1,2} = 0,22 \text{ см}.$$

Для определения силовых факторов, действующих в опорном узле, необходимо выделить коэффициент K :

$$K = \frac{\frac{1}{N} \left(W g - \frac{P}{G_p \cos \gamma} - \frac{\delta_t}{\cos \gamma} \right) \left(\delta_{22} + \frac{1}{G_M} \right) + e \frac{\delta_{12}}{G_M \cos \gamma} \cdot \frac{\cos \gamma}{\sin \gamma}}{\left[\delta_{11} - \left(\delta_{11} + \frac{1}{G_M} \right) - \delta_{12}^2 \right]}, \quad (10.56)$$

где эксцентрикситет e определится:

$$e = \frac{r_c}{4} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{2r_c}{R}}\right); e = \frac{20,1}{4} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{2 \cdot 20,1}{800}}\right) = 3,9 \text{ см.}$$

Расчетные значения силовых факторов в опорном узле шарового резервуара с учетом температурных воздействий определяются по формулам:
тангенциальная сила:

$$F = \psi_c N \cos \gamma, \quad (10.57)$$

радиальная сила:

$$P = \psi_c N (1 + K) N \sin \gamma, \quad (10.58)$$

изгибающий момент:

$$M = \psi_c N \frac{l \delta_{22} - \psi_1}{N - K \delta_{12} \operatorname{tg} \varphi} / \left(\frac{\delta_{22} + 1}{G_M} \right), \quad (10.59)$$

где $\psi_c = 0,9$ – коэффициент сочетаний,

$$N = \frac{G}{n-1} = \frac{1878,49}{16-1} = 1707,7 \text{ кН},$$

$$G = G_{pes} + G_{san} = 98,49 + 1780 + 1878,49 \text{ т},$$

где G – вес резервуара с продуктом.

$$F = 0,9 \cdot 1701,7 \cos 6,5 = 1527,05 \text{ кН.}$$

При определении P в качестве нулевого приближения следует принять $K = 0$, а затем значение P определяют повторно после уточнения величины K :

$$P = 0,9 \cdot (1 + 0) \cdot 1701,7 \cos 6,5 = 174 \text{ кН.}$$

$$K = \frac{\frac{1}{1707,7} \left(0,22 - \frac{174}{514,88 \cos 6,5} - \frac{0,313}{\cos 6,5} \right) \left(16 \cdot 10^{-7} + \frac{1}{481447,4} \right) + 3,9 \frac{6,1 \cdot 10^{-4}}{481447,4 \cos 6,5}}{[0,31 - \left(16 \cdot 10^{-7} + \frac{1}{481447,4} \right) - 6,1 \cdot 10^{-4}]}. \\ \frac{\cos 6,5}{\sin 6,5} = 0,046.$$

Вычислим повторно P :

$$P = 0,9 \cdot (1 + 0,046) \cdot 1701,7 \cos 6,5 = 182 \text{ кН},$$

$$M = 0,9 \cdot 1701,7 \cdot \frac{3,9 \cdot 16 \cdot 10^{-7} - 4,8 \cdot 10^{-5}}{1707,7 - 0,046 \cdot 6,1 \cdot 10^{-4} \operatorname{tg} 6,5} / \left(\frac{16 \cdot 10^{-7} + 1}{481447,4} \right) = 1283,6 \text{ кН см.}$$

Напряжение в стойке и оболочке в расчетных точках 1 и 2 от действия силовых факторов F , P , M . В соответствии с таблицами 1 и 2 [190] определяем значение коэффициентов $A_i B_i C_i$, $A_f B_f C_f$, $A_p B_p C_p$, и $A_M B_M C_M$.

$$\sigma_P = \pm \frac{P}{R^2} \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^2 \cdot \frac{A_p \pm B_p}{1 + \alpha_c}, \quad (10.60)$$

$$\sigma_F = \pm \frac{P}{R^2} \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot \left[A_F \pm \frac{1}{\alpha_c} \left(\frac{B_F}{\alpha_c} - C_F \right) \right], \quad (10.61)$$

$$\sigma_M = \pm \frac{M}{R^3} \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^{\frac{5}{2}} \cdot \left[A_M \pm \frac{1}{\alpha_c} \left(B_M - \frac{C_M}{\alpha_c} \right) \right], \quad (10.62)$$

$$r_0 = \frac{\sqrt{800 \cdot 1,2}}{\sqrt{12 \cdot (1 - 0,3^2)}} = 19,9,$$

$$\alpha_c = \frac{20,1}{19,9} = 1,01, \frac{b}{r_c} = 3,96.$$

В зависимости от b/r_c находим коэффициенты $A_i B_i C_i$. Знаки коэффициентов принимают по таблице 1 [190]. Коэффициент A_i соответствует мембранным напряжениям; B_i и C_i – изгибным напряжениям.

Суммарные напряжения равны:

$$G_{\Sigma} = G_p + D_F + G_M + G_0, \quad (10.63)$$

$$\text{где } G_0 = \frac{q R}{2 t} = \frac{0,025 \cdot 800}{2 \cdot 12} = 8,33 \text{ кН / см}^2.$$

Проверка напряжений для точек 1 и 2 в стойке:

Напряжения в точке 1:

$$\sigma_F = - \frac{1527,05}{800^2} \cdot \left(\frac{800}{1,2}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot \left[0,062 + \frac{1}{1,01} \left(\frac{0,31}{1,01} - 0,23 \right) \right] = - 6,67 \text{ кН / см}^2,$$

$$\sigma_P = \frac{182}{800^2} \cdot \left(\frac{800}{1,2}\right)^2 \cdot \frac{0,044 - 0,643}{1 + 1,01} = - 37,66 \text{ кН / см}^2,$$

$$\sigma_M = \frac{1283,6}{800^3} \cdot \left(\frac{800}{1,2}\right)^{\frac{5}{2}} \cdot \left[0,181 + \frac{1}{1,01} \left(1,52 - \frac{0,407}{1,01} \right) \right] = 26,66 \text{ кН / см}^2.$$

$$G_{\Sigma} = -5,57 - 37,66 + 26,66 + 8,33 = -8,2 \text{ кН / см}^2.$$

Необходимо выполнение условия:

$$G_{\Sigma} \leq R_{\gamma} = 29 \cdot 1,1 = 23,2 \text{ кН / см}^2,$$

$$8,2 < 23,2 \text{ кН / см}^2.$$

Условие выполнено. Прочность стойки в точке 1 обеспечена.

Напряжения в точке 2:

$$\sigma_F = - \frac{1527,05}{800^2} \cdot \left(\frac{800}{1,2}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot \left[0,062 - \frac{1}{1,01} \left(\frac{0,31}{1,01} - 0,23\right)\right] = - 0,58 \text{ кН / см}^2,$$

$$\sigma_P = \frac{182}{800^2} \cdot \left(\frac{800}{1,2}\right)^2 \cdot \frac{0,044 - 0,643}{1 + 1,01} = - 37,66 \text{ кН / см}^2,$$

$$\sigma_M = - \frac{1283,6}{800^3} \cdot \left(\frac{800}{1,2}\right)^{\frac{5}{2}} \cdot \left[0,181 - \frac{1}{1,01} \left(1,52 - \frac{0,407}{1,01}\right)\right] = 26,66 \text{ кН / см}^2.$$

$$G_{\Sigma} = -0,58 - 37,66 + 26,66 + 8,33 = - 3,25 \text{ кН / см}^2.$$

Условие выполнено. Прочность оболочки обеспечена. Таким образом, прочность опорного узла (сопряжения оболочки со стойкой) с учетом температурных воздействий обеспечена.

Таблица 10.3 – Сравнение полученных результатов

Аналитический расчет	Численный расчет	Погрешность, %
Максимальные перемещения общей конструкции, мм		
93,1	89,58	4,07
Максимальные эквивалентные напряжения внутреннего слоя, МПа		
180,78	173,56	4,16
Максимальные эквивалентные напряжения срединного слоя, кПа		
157,46	150,9	4,35
Максимальные эквивалентные напряжения внешнего слоя, МПа		
164,00	157,5	4,13

Выводы: представлены сравнительные результаты расчетов, полученные МКЭ с аналитическим методом расчета. Видно, что погрешность между результатами расчетов, полученных численным (МКЭ) и аналитическим методами, не превышает 4,35 %.

10.5 Исследование жесткости двустенного шарового резервуара

10.5.1 Анализ сходимости результатов расчета шарового резервуара

При практическом применении метода конечных элементов следует помнить о проблемах, связанных с точностью и длительностью расчета. Расчет

тем точнее, чем меньше размер конечных элементов. При слишком больших конечных элементах результат может быть неверный, несмотря на правильно введенные данные и правильную работу программы.

Исследование сходимости результатов расчета трехслойного шарового резервуара осуществляется при помощи повторного расчета с элементами, уменьшенными относительно разбивки на конечные элементы в предыдущем расчете. Если результаты этих двух расчетов отличаются менее чем требуемая погрешность расчета – 5 %, то можно считать, что расчет выполнен правильно в пределах требуемой погрешности.

На рисунке 10.34 представлен анализ сходимости результатов расчета перемещений относительно размеров конечного элемента.

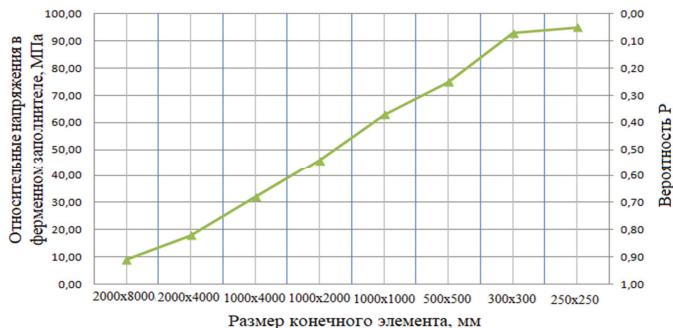


Рисунок 10.34 – График зависимости размера конечного элемента от перемещений

Из графика получим, что сходимость результатов максимальных перемещений от длины конечного элемента 300 мм и 250 мм составляет:

$$P = \frac{92 - 90}{92} \cdot 100 \% = 2,17 \%.$$

Значение погрешности в 2,17 процента считается приемлемым для выбранной сходимости не менее 95 процента. Делаем вывод, что оптимальной длиной конечного элемента является 300 мм.

10.5.2 Исследование перемещений и напряжений в стенках резервуара

В трехслойной конструкции важную роль играет заполнитель, за счет которого разнесены несущие слои, что придает пакету слоев высокие характеристики жесткости и прочности при относительно малом весе. Комбинируя параметрами заполнителя, можно добиться необходимых свойств трехслойной конструкции.

Для исследования будем применять безразмерные величины:

- 1) относительные перемещения $f / [f]$, где $[f]$ – предельно допустимые перемещения для стальных конструкций пролетом до 30 м, согласно [159]:

$$[f] = L/200 = 20\ 000/200 = 100 \text{ мм},$$

где L – диаметр трехслойного шарового резервуара, равный 2000 мм.

- 2) относительная величина напряжений $\sigma / [\sigma]$, возникающих в сечении элемента под воздействием нагрузок и воздействий, где $[\sigma]$ – допустимые напряжения, равные

$$[\sigma] = \frac{R_{yn} \cdot \gamma_c \cdot \gamma_t}{\gamma_m \cdot \gamma_n},$$

где R_{yn} – нормативное сопротивление стали, равное 260 МПа;

γ_c – коэффициент условий работы, равный 0,8;

γ_t – температурный коэффициент, равный 1,0;

γ_m – коэффициент надежности по материалу, равный 1,05;

γ_n – коэффициент надежности по ответственности, равный 1,05;

$$[\sigma] = \frac{260 \cdot 0,8 \cdot 1,0}{1,05 \cdot 1,05} = 190 \text{ МПа.}$$

В модели резервуара принято, что внутренняя и наружная стенки имеют равные толщины. Исследование влияния толщины стенок на величины перемещений и напряжений показано на рисунке 10.35. По зависимостям $\sigma / [\sigma] = F(\delta)$ и $f / [f] = F(\delta)$ видно, что обе функции практически линейно убывающие. Исследуя поведение двух функций, приходим к выводу, что оптимальной толщиной оболочек с учетом запаса на коррозию $\delta = 14$ мм.



Рисунок 10.35 – График зависимости относительных перемещений $f / [f]$ и относительных напряжений $\sigma / [\sigma]$ от толщины стенки внутренней и внешней оболочек

По зависимости (рисунок 10.36) делаем вывод об уменьшении относительных перемещений и усилий в ферменном заполнителе в связи с увеличением диаметра стрелки ферменного заполнителя. Исследуя поведение двух зависимостей, приходим к выводу, что оптимальным параметром стрелки ферменного заполнителя будет являться 120 x 12 мм.

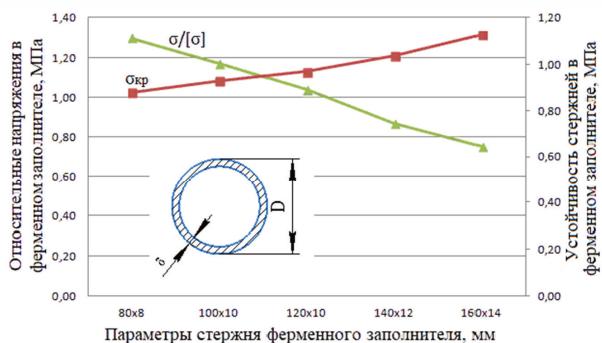


Рисунок 10.36 – График зависимости относительных напряжений $\sigma / [\sigma]$ и устойчивости стержней σ_{kp} от параметров стержня ферменного заполнителя

Из конструктивных соображений – рационального очертания фермы и удобства прикрепления – желателен угол, равный 45° . При малых углах ферма становится слишком вытянутой, при больших – высокой, что делает их громоздкими и незакономичными. Исследуя зависимость относительных напряжений от угла между стенкой и стержнем ферменного заполнителя (рисунок 10.37), можно утверждать, что угол, равный 45° , оптимальен для ферменного заполнителя.

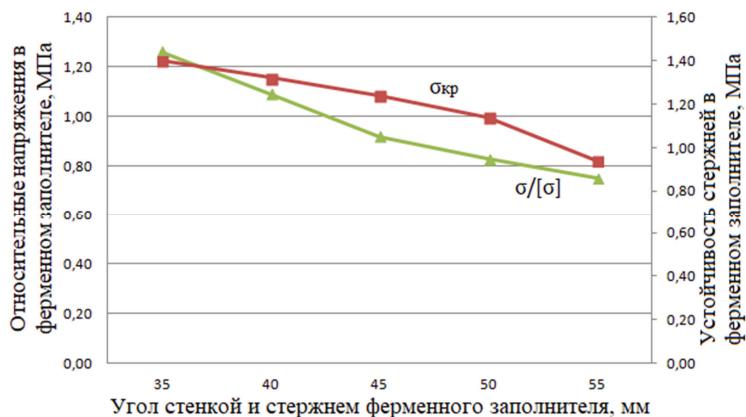


Рисунок 10.37 – График зависимости относительных напряжений $\sigma / [\sigma]$ и устойчивости стержней σ_{kp} от угла между стенкой и стержнем ферменного заполнителя

Исследуя зависимость (рисунок 10.38) относительных напряжений от шага фермы, можно утверждать, что оптимальным шагом будет являться расстояние не более 450 мм. Имея длину конечного элемента, равную 300 мм, для облегчения построения ферменного заполнителя выберем шаг фермы, равный 300 мм.

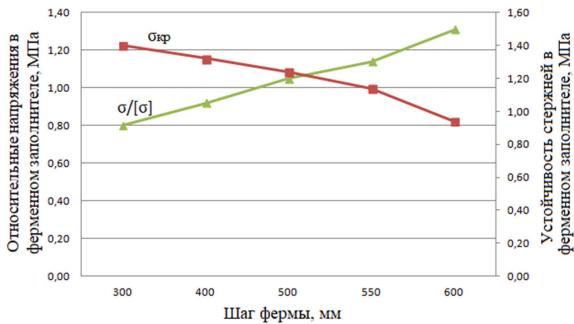


Рисунок 10.38 – График зависимости относительных напряжений $\sigma / [\sigma]$ и устойчивости стержней σ_{kp} от шага фермы

10.5.3 Анализ металлоемкости трехслойного шарового резервуара

При изготовлении металлоконструкций важным фактором является масса конструкции. Это определяет металлоемкость конструкции и, следовательно, ее стоимость.

Наиболее простым критерием при оценке стоимости является расход металла. При сравнении нескольких вариантов конструкций, выполненных из одинаковой стали, более легкая конструкция будет более экономичной. Снижение расходов в связи с уменьшением массы изделия может нивелироваться за счет большей стоимости применяемого металла за килограмм. При этом нужно учитывать, что есть граничное значение массы конструкции, и его снижение меньше критической не позволит выполнять свое служебное предназначение.

Масса трехслойного шарового резервуара складывается из следующих составляющих, рассчитанных ранее и удовлетворяющих техническим требованиям:

- лист из стали толщиной 14 мм (внешняя оболочка);
- труба длиной 420 мм с сечением 120 x 12 мм (ферменный заполнитель);
- уголок параметрами 200 x 20 x 10 мм (ребра жесткости);
- лист из стали толщиной 13 мм (внутренняя оболочка).

Таблица 10.4 – Результаты расчета массы оболочки трехслойного шарового резервуара

Составляющие	Масса, т
Стенка внешней оболочки 09Г2С толщиной 14 мм	44,3
Труба 100 x 10мм длиной 420 мм (стеклопластик)	4,9
Уголок 200 x 20 x 10мм	4,8
Стенка внутренней оболочки 09Г2С толщиной 14 мм	48,4
Итого:	106,4

Для исследования металлоемкости трехслойного шарового резервуара необходим сравнительный объект – однослоиный шаровой резервуар с идентичным объемом. Масса оболочки трехслойного шарового резервуара с рассчитанными параметрами равна 106,4 т, а масса оболочки однослоиного шарового резервуара с толщиной стенки 40 мм, изготовленного в АО «Уралхиммаш», составляет 135,9 т. С 2018 года АО «Уралхиммаш» изготавливает шаровые резервуары объемом 5000 м³ с толщиной стенки 58 мм из стали SA537 Cl. 2. Масса такого резервуара составляет 830 т. Технические возможности завода позволяют выпускать шаровые резервуары объемом до 8000 м³. Следовательно, можно говорить, что в будущем конструкция трехслойной оболочки шарового резервуара может быть востребована в производстве.

Выводы: исследуя зависимости относительных перемещений и напряжений во внешней и внутренней оболочках, можно говорить об увеличении толщин внутренней и внешней стенки до 14 мм. По зависимости относительных перемещений и усилий в ферменном заполнителе в связи с увеличением диаметра стрежня ферменного заполнителя можно говорить, что оптимальным параметром стрежня ферменного заполнителя будет являться 120 x 12 мм. Из конструктивных соображений – рационального очертания фермы и удобства прикрепления – желателен угол, равный 45°. При малых углах ферма становится слишком вытянутой, при больших – высокой, что делает их громоздкими и неэкономичными.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Многолетний опыт обследования резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов показал: абсолютное большинство резервуаров содержит в конструкциях дефекты и повреждения. Кроме того, значительная часть резервуарного парка России находится в эксплуатации за расчетным сроком эксплуатации, а живучесть резервуаров поддерживается своевременным обследованием и ремонтом.

Анализ живучести резервуарных конструкций в условиях проектного и за проектным сроком эксплуатации при наличии в конструкциях дефектов и повреждений показал, что расчеты НДС конструкций резервуара следует производить как в линейной, так и вне линейной постановки задачи, с учетом конструктивной, геометрической и физической нелинейностей.

Даны критерии для оценки живучести резервуара. Предложена методика оценки НДС конструкций резервуара с учетом дефектов в сварных соединениях и степени деформационного старения металла. Установлена деградация свойств сварного шва, зоны термического влияния и основного металла во времени. Интегральным показателем степени старения металла может служить ударная вязкость.

Подробно рассмотрены сетчатые купольные крыши и понтоны из алюминиевых сплавов, приведены методики их построения и анализа напряженно-деформированного состояния, приведены примеры построения и расчета.

Натурные физические и численные эксперименты подтвердили высокую живучесть алюминиевых резервуарных конструкций в условиях снеговых нагрузок, воздействия пожара и коррозионной среды.

В работе рассмотрена живучесть конструкций двустенных оболочек как вариант обеспечения живучести крупных резервуаров.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Абашев, Д. Р. Развитие модели упругопластического деформирования, критериев усталости и методик идентификации материальных параметров конструкционных сплавов. Автореф. дис... канд. физ. – мат. наук / Королев. ФГУП ЦНИИмаш, 2016. – 18 с.
2. Абовский, Н. П. Вариационные принципы теории упругости и теории оболочек / Н. П. Абовский, Н. П. Андреев, А. П. Деруга; под ред. Н. П. Абовского. – М.: Наука, 1978. – 228 с.
3. Абдуллин, И. Н. Моделирование ферменного заполнителя трехслойной конструкции / И. Н. Абдуллин // Поиск эффективных решений в процессе создания и реализации научных разработок в российской авиационной и ракетнокосмической промышленности: международная научно-практическая конференция, Казань, 2014. – С. 307–312.
4. Аварии резервуаров и способы их предупреждения / В. Б. Галеев и др. – Уфа, 2004. – 164 с.
5. Адлер, Ю. П., Маркова, Е. В., Грановский, Ю. В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. – М.: Изд-во Наука, 1976. – 279 с.
6. Азжеуров, О. В. Совершенствование методических подходов по расчету конструктивных систем на живучесть при внезапных запроектных воздействиях / О. В. Азжеуров // Промышленное и гражданское строительство. – 2012. – № 5. – С. 36–38.
7. Аистов, А. С., Фокин, М. Ф. Расчет напряженно-деформированного состояния и циклической долговечности труб и тройников магистральных нефтепроводов // Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов: Реф. науч.-техн. сб. / ВНИИОЭНГ. – 1981. – № 7. – С. 18–21.
8. Айзенберг, Я. М. О концептуальных правилах повышения сейсмостойкости и живучести сооружений // Сейсмостойкое строительство. Безопасность зданий и сооружений. – 2003. – № 3. – С. 6–8.
9. Алюминиевые конструкции. Справ. пособие. Под ред. В. И. Трофимова. – М.: Стройиздат, 1978. – 151 с.

10. Амиро, И. Я. Исследования в области устойчивости ребристых оболочек / И. Я. Амиро, В. А. Заруцкий // Прикл. Механика, 1983. – Т. 19, № 11. – С. 3–20.
11. Артемьева, А. А. Численное моделирование осесимметричных процессов упругопластического деформирования, потери устойчивости и закритического поведения оболочек вращения при комбинированных нагрузлениях и больших деформациях. Автореф. дисс. к. ф.-м. наук. – Н. Новгород, НИИМ Нижегородского университета, 2013. – 26 с.
12. А.с. 1757966 СССР, МКИ В 65 В 88/00. Способ определения остаточного ресурса сварного резервуара для нефтепродуктов / М. Г. Каравайченко, Г. Г. Садыков, Р. М. Галимов, Л. А. Бабин и Г.Н. Бусыгин. 1992. Бюл. № 32.
13. Бабич, В. К., Гуль, Ю. Т., Долженков, И. Е. Деформированное старение стали. – М.: Металлургия, 1972. – 320 с.
14. Баженов, В. А. и др. Моделирование нелинейного деформирования и потери устойчивости упругих неоднородных оболочек / В. А. Баженов, Н. А. Соловей, О. П. Кривенко, О. А. Мищенко // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. – 2014. – № 5. – С. 14–33.
15. Батманов, С. В. Устойчивость противопожарных преград резервуарных парков воздействию волны прорыва при квазимгновенном разрушении вертикального стального резервуара: дис. канд. техн. наук: 05.026.03 / Батманов Сергей Васильевич. Москва, 2009. – 175 с.
16. Башкирцев, М. П. и др. Задачник по термодинамике и теплопередаче в пожарном деле. – М.: ВИПТШ МВД СССР, 1979.
17. Безопасность резервуаров и трубопроводов / В. А. Котляровский, А. А. Шаталов, Х. М. Ханухов. – М.: Изд-во «Экономика и информатика», 2000. – 555 с.
18. Белоев, М., Лолов, Н. Некоторые технологические особенности выполнения монтажно-сварочных работ при сооружении изотермических резервуаров. / Сбор. тр. Межд. конф. «Совершенствование проектирования и

строительства металлических резервуаров». – Уфа: Изд-во «Нефтегазовое дело», 2019. – С. 13–24.

19. Бержинский, Ю. А. Резервы живучести безригельного каркаса при запроектных воздействиях / Ю. А. Бержинский, Л. П. Бержинская // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. – 2013. – № 3. – С. 31–35.

20. Березин, В. Л. и др. Вопросы эксплуатационной надежности резервуаров на НПЗ. – М.: НИИХиммаш, 1985. – 230 с.

21. Березин, В. Л., Шутов, В. Е. Прочность и устойчивость резервуаров и трубопроводов. – М.: Недра, 1973. – 200 с.

22. Бондарь, В. С. Неупругость. Вопросы теории. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2004. – 144 с.

23. Васильев, Г. Г. Анализ причин аварий вертикальных стальных резервуаров / Г. Г. Васильев, А. П. Сальников // Нефтяное хозяйство. – 2015. – № 2. – С. 106–108.

24. Васильев, Г. Г., Лежнев, М. А., Сальников, А. П., Леонович, И. А., Катанов, А. А., Лиховцев, М. В. О применении наземного лазерного сканирования в нефтегазовой отрасли // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2014 (4). – С. 47–51.

25. Василькин, А. А. Влияние геометрических несовершенств монтажных стыков стенки на малоцикловую прочность вертикальных стальных резервуаров. Автореф. дис... к.т.н. – М.: ГОУП МГСУ, 2007. – 18 с.

26. Веревкин, С. И., Ржавский, Е. Л. Повышение надежности резервуаров, газгольдеров и их оборудования. – М.: Недра, 1980. – 282 с.

27. Власов, В. З. Общая теория оболочек и ее приложение в технике / В. З. Власов. – М., Л.: Гостехиздат, 1949. – 784 с.

28. Водяной, Л. Ф. Некоторые задачи изгиба гладких и подкрепленных, трехслойных пластин и оболочек / Л. Ф. Водяной // Автореф. дис. канд. техн. наук. – Днепропетровск, 1974. – 16 с.

29. Вологдин, В. П. Постройка первого электросварного резервуара для бензина // Автогенное дело. – 1930. – № 1.

30. Востров, В. К. Прочность, трещиностойкость и конструктивная безопасность строительных металлоконструкций на базе развития линейной механики разрушения. Автореф. дис... д.т.н. М.: ЦНИИПСК им. Мельникова, 2009. – 50 с.
31. Востров, В. К, Павлов, А. Б. Вопросы расчета экстремальных снеговых нагрузок на купольные покрытия // Промышленное и гражданское строительство. – 2005. – № 7.
32. Галеев, В. Б. Напряженно-деформированное состояние резервуаров, построенных на слабых переувлажненных грунтах. Дисс... д. т. н. – Тюмень, 1987.
33. Галимов, К. З. Основы нелинейной теории тонких оболочек. – Казань: Изд-во Казанск. ун-та, 1975. – 326 с.
34. Герцман, В. Ю., Валиев, Р. З. Электронномикроскопическое определение разориентировки зерен // Заводская лаборатория. – 1981. – № 11. – С. 57–60.
35. Гладштейн, Л. И., Ларионов, Н. П. Влияние величины зерна феррита на характеристики деформирования и разрушения строительной стали // Проблемы прочности. – 1982. – № 7. – С. 68–75.
36. Годовой отчет о деятельности Федеральной службы по экологическому, технологическому и атомному надзору в 2018 году: Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору. – М., 2019. – 410 с.
37. Голованов, А. И. Кинетика конечных деформаций трехмерных изопараметрических конечных элементов оболочек // Проблемы прочности и пластичности. – Вып. 70, 2008. – С. 109–122.
38. Голованов, А. И. Моделирование больших упругопластических деформаций оболочек. Теоретические основы конечно-элементных моделей // Проблемы прочности и пластичности. – Вып. 72. – 2010. – С. 5–17.
39. Гончаров, А. А. и др. Экспериментально-расчетное моделирование поведения оболочек твэлов реакторов типа ВВЭР в условиях быстро

изменяющегося температурно-силового напряжения / А. А. Гончаров, О. А. Нечаева, А. В. Салатов, П. В. Федотов. URL: <http://gidropress.podolsk.ru>.

40. Гордиенко, Л. К. Субструктурное упрочнение металлов и сплавов. – М.: Наука, 1973. – 223 с.

41. Горев, В. В. Металлические конструкции. Т. 2. Конструкции зданий: Учеб. для строит, вузов / В. В. Горев, Б. Ю. Уваров, В. В. Филиппов, и др.; под ред. В. В. Горева. – 2–е изд., испр. – М.: Выш. шк., 2002. – 528 с.

42. Горохов, В. А. Численное моделирование процессов упруговязкопластического деформирования и разрушения элементов конструкций при квазистатических термосиловых, циклических и терморадиационных воздействиях. Дисс. д. ф.-м. наук. – Н. Новгород: НИИМ Нижегородского университета, 2018. – 240 с.

43. Горшков, А. Г. Механика слоистых вязкоупругопластических элементов конструкций / А. Г. Горшков и др. – ФМЛ, Москва, 2003. – 577 с.

44. ГОСТ 1756 – 2000 (ИСО 3006 – 99). Нефтепродукты. Определение давления насыщенных паров. – М.: Стандартинформ, 2006.

45. ГОСТ 12.1.044 – 89. Пожароопасность веществ и материалов.

46. ГОСТ 31385-2016. Резервуары вертикальные цилиндрические стальные для нефти и нефтепродуктов. Общие технические условия. – М.: ФГУП Стандартинформ, 2016. – 54 с.

47. ГОСТ 15.016-2016 Система разработки и постановки продукции на производство. Техническое задание. Требования к содержанию и оформлению. – М.: Стандартинформ, 2017.

48. ГОСТ 27751-2014 Надежность строительных конструкций и оснований. Основные положения. – М.: Стандартинформ, 2019.

49. ГОСТ 3242-79. Соединения сварные. Методы контроля качества. – Издательство стандартов, 2002.

50. Григолюк, Э. И. Современное состояние теории многослойных оболочек / Э. И. Григолюк, Ф. А. Коган // Прикладная механика. – № 6, 8. – 1972. – 84 с.

51. Грушевский, Б. В. Яковлев, А. И., Кривошеев, И. Н., Шурин, Е. Т., Климушин, Н. Г. Пожарная профилактика в строительстве. – М.: ВИПТШ МВД СССР, 1985.
52. Гумеров, А. Г. Исследование напряженного состояния нефтезаводских резервуаров при их эксплуатации: автореф. дис. ...к.т.н. – М.: Моск. ин-т нефтехим. и газовой пром-ти им. И. М. Губкина, 1968. – 13 с.
53. Гумеров, А. Г., Зайнуллин, Р. С., Ямалеев, К. М., Росляков, А. В. Старение труб нефтепроводов. – М.: Недра, 1995. – 223 с.
54. Гухман, А. А. Введение в теорию подобия. Изд. 2-е, доп. и переработан. Учеб. пособие для втузов. – М.: Высшая школа, 1973. – 206 с.
55. Давиденков, Н. Н., Сахоров, П. С. Влияние наклена на хрупкость стали // ЖТФ. – 1987. – № 7. – С. 675–690.
56. Дергачев, А. Н. Нормативно-методическое обеспечение неразрушающего контроля нефтяных резервуаров / А. Н. Дергачев, В. В. Куприянов // Трубопроводный транспорт. Теория и практика. – 2010. – № 6. – С. 28–32.
57. Дикун, В. Н. Сооружение шаровых резервуаров / В. Н. Дикун, Я. А. Шейнблит. – М.: Недра, 1987. – 192 с.
58. Дорошенко, Ф. Е. Особенности продления ресурса резервуаров РВСПК-50000 / Ф. Е. Дорошенко // Промышленное и гражданское строительство. – 2006. – № 6. – С. 17–18.
59. Дорошенко, Ф. Е., Фуфаев, С. В., Василькин, А. А. Остаточные напряжения и пути повышения надежности и долговечности вертикальных цилиндрических резервуаров // Монтажные и специальные работы в строительстве. – 2007. – № 6. – С. 2–7.
60. Дмитриев, Н. Н. Методика моделирования нефтяных стальных вертикальных цилиндрических резервуаров для испытания их конструкций на прочность в условиях лаборатории. Дисс. на соиск уч. степ. к.т.н. – М.: Московский институт нефтехимической и газовой промышленности им. И. М. Губкина, 1985.

61. Дробот, Д. Ю. Живучесть большепролетных металлических конструкций / Дис. на соиск. уч. степ. д.т.н. – М., МГСУ, 2010.
62. Жилин, П. А. Линейная теория ребристых оболочек / П.А. Жилин // Изв. АН СССР. – Сер. «Механика твердого тела». – 1970. – 162 с.
63. Зайнуллин, Р. С. Обеспечение работоспособности оборудования в условиях механохимической повреждаемости. – Уфа, 1997. – 426 с.
64. Зенков, Н. И. Строительные материалы и поведение их в условиях пожара. – М.: ВИПТШ МВД СССР, 1974.
65. Егоров, Е. А., Федоряка, Ю. В. Исследование вопросов устойчивости стальных вертикальных цилиндрических резервуаров // Металлические конструкции. – 2006. – № 1. – С. 89–97.
66. Енджиевский, Л. В. Нелинейные деформации ребристых оболочек / Л. В. Енджиевский. – Красноярск: Изд. Красноярск, ун-та, 1982. – 295 с.
67. Еремеев, П. Г. Особенности проектирования уникальных большепролетных зданий и сооружений // Строительная механика и расчет сооружений. – 2005. – № 1. – С. 69–75.
68. Игнатьев, О. В. Модель трехслойной пологой оболочки с дискретным внутренним слоем как вариант оболочки ступенчато-переменной толщины при конечных прогибах / О. В. Игнатьев, О. В. Рыбакова // Труды молодых ученых. 2.1. – СПб.: СПбГАСУ, 1998. – 22 с.
69. Ильгамов, В. А. Расчет оболочек с упругим заполнителем / В. А. Ильгамов. – М.: Наука, 1987. – 138 с.
70. Ильин, Е. Г., Востров, В. К. Снеговые нагрузки и конструктивные параметры сферических алюминиевых крыш для вертикальных цилиндрических стальных и железобетонных резервуаров // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2011. – № 1.
71. Ильин, Е. Г. и др. Нагрузки и методы расчета стационарных крыш вертикальных цилиндрических резервуаров / Е. Г. Ильин, С. Г. Иванцова, А. А. Катанов, А. Н. Задумин // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов, 2015. – № 1 (17). – С. 36–42.

72. Ионов, А. В. Разработка стратегии технического обслуживания и ремонта стальных вертикальных резервуаров на основании прогноза индивидуального остаточного ресурса: дис... канд. техн. наук: 05.15.13 / Ионов Андрей Викторович. – Уфа, 1997. – 251 с.
73. Ищенов, Т. Р. Конечно-элементный анализ напряженно-деформированного состояния тонких оболочек с учетом поперечного сдвига при различных вариантах аппроксимации угловых перемещений. Автореф дис... канд. техн. наук. – Волгоград: Волгоградский государственный аграрный университет, 2018. – 24 с.
74. Кабулов, В. К. Расчет трехслойных оболочек на ЭВМ / В. К. Кабулов, К. Ш. Бабамурадов // ФАН. – 1970. – 164 с.
75. Каган, Л. С., Гейхман, Т. Д., Пчелкин, В. Н., Ялалдинов, Р. А., Калимуллин, А. А., Сафонов, Е. Н., Мошков, В. К. Стальной цилиндрический резервуар с алюминиевой крышей для нефти и нефтепродуктов // Транспорт и подготовка нефти. – № 11. – 1999. – С. 34.
76. Кайбышев, О. А., Валиев, Р. З. Границы зерен и свойства металлов // Металлургия. – 1987. – 216 с.
77. Каравайченко, М. Г. и др. Средства сокращения потерь от испарения из резервуаров с плавающими крышами / М. Г. Каравайченко, Л. А. Бабин, В. И. Краснов, Г. Б. Шнейдер. Сер. «Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов». – М.: ВНИИОЭНГ, 1984. – 59 с.
78. Каравайченко, М. Г., Бабин, Л. А., Усманов, Р. М. Резервуары с плавающими крышами. – М.: Недра, 1992. – 236 с.
79. Каравайченко, М. Г. Повышение работоспособности резервуаров с плавающими покрытиями. Автореф. дис. ... д.т.н. Уфа, ГУП «ИПТЭР», 2001. – 45 с.
80. Каравайченко, М. Г., Фатхиев, Н. М., Калимуллин, А. А., Галимзянов, Р. И. Применение алюминиевых сплавов при строительстве стальных и железобетонных резервуаров / Сб. Обеспечение промышленной безопасности опасных производственных объектов топливо-энергетического

комплекса Республики Башкортостан: Материалы III республиканского научно-технического семинара. – Уфа: ГУП «Уфимский полиграфкомбинат», 2002. – С. 75.

81. Каравайченко, М. Г., Фатхиев, Н. М., Галимзянов, Р. И., Лебедева, И. В. Испытание купольной крыши из алюминиевых сплавов резервуара промышленного масштаба // Строительная механика и расчет сооружений. – 2008. – № 4. – С. 63–69.
82. Каравайченко, М. Г., Окаб, А. К. Численный анализ напряженно-деформированного состояния конструкции структурной купольной крыши для РВС // Нефтегазовое дело. – 2015. – № 4. – С. 231–234.
83. Каравайченко, М. Г., Кутеминский, С. А. Методика расчета координат узлов сетчатой купольной крыши резервуара // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2017. – № 3. – С. 5–7.
84. Каравайченко, М. Г., Абдрахикова, С. Р. Построение двусетчатой купольной крыши резервуара // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2019. – № 3. – С. 273–277.
85. Каравайченко, М. Г., Фатхиев, Н. М. Естественная вентиляция газового пространства в резервуарах с pontоном // Записки Горного института. – 2018. – Т. 234. – С. 637–642.
86. Каравайченко, М. Г., Васильев, А. В., Галимзянов, Р. И. Анализ прочности, жесткости и плавучести pontонов для вертикальных цилиндрических резервуаров // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2019. – Т. 9. – № 6. – С. 626–632.
87. Каравайченко, М. Г. и др. Влияние отклонения образующих стенки от вертикали на напряженно-деформированное состояние резервуара / М. Г. Каравайченко, Н. И. Коновалов, Ф. М. Мустафин, С. Л. Штанев, Р. Ф. Гильмутдинов // Международная конференция «Совершенствование проектирования и строительства металлических резервуаров». Сборник трудов. – Уфа, Нефтегазовое дело, 2019. – С. 49–53.

88. Каравайченко, М. Г., Кантемиров, И. Ф., Сайфуллин, М. Р. Строительная механика резервуаров. Сетчатые купольные крыши. Учебное пособие. – УГНТУ-2020, 86 с. – URL: http://bibl.rusoil.net/base_docs/UGNTU/ST/Karavaichenko.pdf.
89. Каравайченко, М. Г., Газалеев, Л. И. Численное моделирование двустенного шарового резервуара // Записки Горного института. – 2020. – Т. 245. – С. 561–568.
90. Кардапольцев, А. В., Каравайченко, М. Г., Кантемиров, И. Ф. Анализ прочности ребристо-кольцевой купольной крыши резервуара 50 000 м³ с учетом физической нелинейности металла // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – № 5-6. – 2021. – С. 37–43.
91. Карпенко, Г. В. Влияние среды на прочность и долговечность металлов. – Киев, Наукова думка, 1976. – 65 с.
92. Карпиловский, В. С., Криксунов, Э. З. и др. SCAD для пользователя. – К.: ВВП «Компас», 2000. – 332 с.
93. Карпов, В. В. Трехслойные оболочки с дискретным внутренним слоем / В. В. Карпов, О. В. Игнатьев, М. Ю. Вахрушева, О. В. Рыбакова // Тр. XVIII Междунар. конф. по теории оболочек и пластин, Саратов, 1997. – С. 83–87.
94. Клочков, Ю. В., Николаев, А. П., Ищенов, Т. Р., Андреев, А. С., Клочков, М. Ю. Учет геометрической нелинейности в конечно-элементных прочностных расчетах тонкостенных конструкций типа оболочек // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. – 2020. – Т. 16. – № 1. – С. 31–37.
95. Клюева, Н. В. Основы теории живучести железобетонных систем при внезапных запроектных воздействиях: Автoref. дис... д. т. н. – ОГТУ. – Орел, 2009. – 33 с.
96. Клюева, Н. В., Андросова, Н. Б., Колчунов, В. И. К оценке живучести складчатых пространственных покрытий при внезапных структурных изменениях // Взаимосвязь проектирования пространственных конструкций

с вопросами безопасности, эксплуатационной надежности и долговечности. Тезисы докладов. – М., 2007. – С. 26–27.

97. Коробков, Г. Е. Численное моделирование напряженно-деформированного состояния и устойчивости трубопроводов и резервуаров в осложненных условиях эксплуатации / Г. Е. Коробков, Р. М. Зарипов, И. А. Шаммазов. – СПб.: Недра, 2009. – 410 с.

98. Кирпичев, М. В., Конаков, П. К. Математические основы теории подобия. – М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1949. – 106 с.

99. Коновалов, Н. Н. Нормирование дефектов и достоверность неразрушающего контроля сварных соединений / Н. Н. Коновалов. – М.: НТЦ «Промышленная безопасность», 2006. – 111 с.

100. Коноплев, Ю. Г., Саченков, А. В. Исследование прочности и устойчивости пологих сферических оболочек под действием локальных нагрузок // Исслед. по теор. пластин и оболочек. – 1967. – Выпуск 5. – С. 161–188.

101. Коржов, Е. Н. Математическое моделирование. Учебное пособие. – Воронеж, ВГУ, 2012. – 72 с.

102. Кравцов, В. В. и др. Алюминиевые конструкции в резервуаростроении: Учебное пособие / В. В. Кравцов, О. В. Тамбова, Н. М. Фатхиев, М. Г. Каравайченко. Уфа: ООО «Монография», 2007. – 144 с.

103. Крамаренко, Н. В. Обзор способов вывода критериев подобия в механике. Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. – 2021. – Т. 25, № 1. – С. 163–192.

104. Краснов, А. А. Прямые методы интегрирования уравнений движения нелинейных многослойных пологих оболочек и пластин / А. А. Краснов // Автореф. дис. к. т. н. – Ростов на /Д, 1995. – 24 с.

105. Крысько, А. А. Геометрическое и компьютерное моделирование эксплуатируемых конструкций тонкостенных оболочек инженерных сооружений с учетом несовершенств геометрической формы. Автореф. ...дис. к.т.н. – Макеевка, ГУП ВПО ДНАСиА, 2016. – 24 с.

106. Кудишин, Ю. И. Методика расчета строительных конструкций на единичную живучесть / Ю. И. Кудишин, Д. Ю. Дробот // Сб. науч. тр. междунар. симпозиума «Современные металлические и деревянные конструкции (нормирование, проектирование и строительство)». – Брест: БрГТУ, 2009. – С. 132–141.
107. Кузнецов, А. А. Местная устойчивость сетчатых деревянных куполов. Автореф. дисс... к.т.н. – Пенза, Пензенский государственный университет архитектуры и строительства, 2006. – 22 с.
108. Кузнецов, В. В. Об использовании метода продолжения решения по длине отрезка интегрирования при расчете круглых гофрированных пластин / В. В. Кузнецов. – Изд. АН СССР Механика твердого тела. – 1993. – № 2. – С. 189–191.
109. Лизин, В. Т. Анализ оптимальности трехслойных оболочек / В. Т. Лизин, В. А. Пяткин // Проектирование тонкостенных конструкций, 1994. – 408 с.
110. Липницкий, М. Е. Купола. Расчет и проектирование / М. Е Липницкий. – Ленинград: Стройиздат, 1973. – 128 с.
111. Лукьянов, В. Ф. Влияние типа инициатора разрушения на развитие трещин в сварных соединениях / В. Ф. Лукьянов, В. В. Напрасников // Сварочное производство. – 1983. – № 5. – С. 3–5.
112. Маневич, А. И. Устойчивость и оптимальное проектирование подкрепленных оболочек / Маневич А. И. – Киев; Донецк: Вища школа, 1979. – 152 с.
113. Махутов, Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
114. Махутов, Н. А., Гаденин, М. М. Комплексная оценка прочности, ресурса, живучести и безопасности машин в сложных условиях нагружения // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2020. – № 4. – С. 24–34.

115. Махутов, Н. А. Оценка живучести сложных технических систем / Н. А. Махутов, В. П. Петров, Д. О. Резников // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. – 2009. – № 3. – С. 47–66.
116. Махутов, Н. А., Петров, В. П., Резников, Д. О. Оценка живучести сложных технических систем // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. – 2021. – № 2. – С. 47–66.
117. Мешков, Ю. Я., Сердитова, Т. Н. Разрушение деформированной стали. – Киев: Наукова Думка. – 1989. – 160 с.
118. Миляев, Б. В. Прочность, устойчивость и деформативность сетчатых куполов из дерева и пластика. Дисс. д.т.н. – Пенза: Пенз. Гос. ун-т архитектуры и строительства, 2006. – 340 с.
119. Мочернюк, Д. Ю. Физическое моделирование инженерных процессов. – Львов, Вища школа, 1987. – 181 с.
120. Моделирование нелинейного деформирования и потери устойчивости упругих неоднородных оболочек / В. А. Баженов, Н. А. Соловей, О. П. Кривенко, О. А. Мищенко // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. – 2014. – № 5. – С. 14–33.
121. Нагинаев, К. Е. Прогнозирование разрушения конструкционных сталей: автореф. дис. ... канд. физ.-мат. наук: 01.04.07 / Нагинаев Константин Евгеньевич. – СПб., 2012. – 20 с.
122. Никиреев, В. М., Вомпе, Г. А., Ритчик, Г. А. Малоцикловая усталость вертикальных монтажных соединений стенок резервуаров для нефти. В сб.: Исследование технологии изготовления и монтажа резервуаров и трубопроводов. – М.: ВНИИмонтажспецстрой, 1986. – С. 52–58.
123. Кабриц, С. А., Михайловский, Е. И., Товстик, П. Е., Черных, К. Ф., Шамина, В. А. Общая нелинейная теория оболочек / Под редакцией К. Ф. Черных, С. А. Кабрица. – СПб.: Изд-во С.-Петербургского университета, 2002. – 388 с.
124. Одинг, И. А. Теория дислокаций в металлах и ее применение. – М.: Изд-во АН СССР, 1959. – 84 с.

125. Павлов, Г. Н. Автоматизация архитектурно-строительного проектирования геодезических куполов и оболочек: дис...д-ра техн. наук. – Нижний Новгород, 2007. – 274 с.

126. Паймушин, В. Н. Соотношения теории тонких оболочек типа теории Тимошенко при произвольных перемещениях и деформациях // Прикладная механика и техническая физика. – 2014. – Т. 55, № 5. – С. 135–149.

127. Патент РФ 2211791. Резервуар с pontоном для хранения легкоиспаряющихся нефтепродуктов (варианты) / М. Г. Каравайченко, Н. М. Фатхиев. – М: Роспатент, 2001. – Бюл. № 25.

128. Патент РФ 2456420. Резервуар с алюминиевой сетчатой купольной крышей для хранения нефтепродуктов под избыточным давлением / А. Г. Белозеров, А. В. Васильев, Р. И. Галимзянов, М. Г. Каравайченко, Н. М. Фатхиев. – М.: Роспатент, 2012. – Бюл. № 20.

129. Патент РФ 2524329. Полноконтактный pontон для резервуаров с легкоиспаряющимися нефтепродуктами / А. Г. Белозеров, А. В. Васильев, М. Г. Каравайченко и др. – М: Роспатент, 2014. – Бюл. № 21.

130. Патент РФ 2604325. Pontон для резервуаров с легкоиспаряющимися нефтепродуктами / А. Г. Белозеров, А. В. Васильев, М. Г. Каравайченко и др. – М: Роспатент, 2016. – Бюл. № 34.

131. Патент РФ 2709581. Вертикальный цилиндрический резервуар для хранения жидкостей / М. Г. Каравайченко, Н. М. Фатхиев. – М.: Роспатент, 2019. – Бюл. № 35.

132. Писаренко, Г. С., Агарев, В. А., Квитка, А. Л. и др. Сопротивление материалов. – Киев: Вища школа, 1973. – 671 с.

133. Поповский, Б. В., Линевич, Г. В. Опыт монтажа крупных резервуаров и газгольдеров с применением рулонированных конструкций. / В сб.: «Рулонирование листовых конструкций». – М., 1962.

134. Раевский, Г. В. Изготовление стальных вертикальных цилиндрических резервуаров методом сворачивания. – М.-Л., Гостоптехиздат, 1952.

135. Райзер, В. Д. К проблеме живучести зданий и сооружений / В. Д. Райзер // Строительная механика и расчет сооружений. – 2012. – № 5. – С. 77–78.
136. Райт, Д. Т. Большепролетные сетчатые оболочки. / В. кн. «Большепролетные оболочки». – М., 1969. – Т. 1.
137. РД 112 РСФСР029-90 Инструкция по диагностике и оценке остаточного ресурса сварных вертикальных резервуаров / Л. А. Бабин, М. Г. Каравайченко, Р. М. Галимов и др. // Госкомнефтепродукт РСФСР. – Уфа, УфНИ, 1990. – 46 с.
138. РД 03-496-02. Методические указания по оценке ущерба от аварий на опасных производственных объектах / Нормативные документы межотраслевого применения по вопросам промышленной безопасности и охраны недр. Серия 03, выпуск 19. Издание Госгортехнадзора РФ.
139. РД-23.020.00-КТН-271-10 Правила технической диагностики резервуаров. Часть 1. Правила диагностики вертикальных стальных и железобетонных резервуаров. – М.: ИРЦ «Транснефть», 2010. – 168 с.
140. РД-25.160.10-КТН-015-15 с изм. 2 Магистральный трубопроводный транспорт нефти и нефтепродуктов. Сварка при строительстве и ремонте стальных вертикальных резервуаров. Часть 1. Технологии сварочно-монтажных работ. – М.: ИРЦ «Транснефть», 2019. – 224 с.
141. РД-25.160.10-КТН-015-15 с изм. 1 Магистральный трубопроводный транспорт нефти и нефтепродуктов. Сварка при строительстве и ремонте стальных вертикальных резервуаров. Часть 2. Методы контроля качества сварных соединений. – М.: ИРЦ «Транснефть», 2019. – 98 с.
142. Ребиндер, П. А. О влиянии изменения поверхностной энергии на стойкость, твердость и другие свойства. – М: Гостехиздат, 1928. – 240 с.
143. Ревель-Муроз, П. А. Материаловедческие условия надежности резервуаров для хранения нефти нефтетранспортной системы Заполярье – Пурпе / П. А. Ревель-Муроз, Е. Г. Ильин, А. Н. Ченцов, М. М. Кантор, В. А. Боженов,

А. М. Арсенкин // Наука и технологии трубопроводного транспорта нефти и нефтепродуктов. – 2012. – № 2. – С. 14–22.

144. Рыбакова, О. В. Эффективность применения трехслойных оболочек с дискретным внутренним слоем по сравнению с ребристыми оболочками / О. В. Рыбакова // Надежность и долговечность строительных материалов и конструкций: Материалы международной научно-технической конференции, ч. 2. / ВолгГАСЛ. – Волгоград, 1998. – С. 39.

145. Рыбин, В. В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. – М.: Металлургия, 1986. – 224 с.

146. Ройтман, В. М. Стойкость зданий и сооружений против прогрессирующего обрушения при комбинированных воздействиях с участием пожара // Вестник МГСУ. – 2009. – № 2 (спец.). – С. 37–59.

147. Розенштейн, И. М. Аварии и надежность стальных резервуаров. – М.: Недра, 1995. – 253 с.

148. Романенко, П. Н., Кошмаров, Ю. А., Башкирцев, М. П. Термодинамика и теплопередача в пожарном деле. – М.: ВИПТШ МВД СССР, 1977.

149. Руководство по безопасности вертикальных цилиндрических стальных резервуаров для нефти и нефтепродуктов. Серия 03. Выпуск 69. – М.: Закрытое акционерное общество «Научно-технический центр исследований проблем промышленной безопасности», 2013. – 240 с.

150. Ряхин, В. А., Мошкарев, Г. Н. Долговечность и устойчивость сварных конструкций строительных и дорожных машин. – М.: Машиностроение, 1984. – 232 с.

151. Савельев, В. А. Устойчивость стальных куполов / В. А. Савельев // Металлические конструкции: Работа школы Н. С. Стрелецкого. – М.: Стройиздат, 1966. – С. 325–339.

152. Сальников, А. П. Оценка напряженно-деформированного состояния резервуаров по результатам наземного лазерного сканирования: Автореф дис... канд. техн. наук. – Москва, ГУНГ им. И. М. Губкина, 2016. – 26 с.

153. Сафарян, М. К. Стальные резервуары для хранения нефтепродуктов. – М., ОНТИ, 1958.
154. Сафарян, М. К. Металлические резервуары и газгольдеры. – М.: Недра, 1987. – 328 с.
155. СА-03-008-08. Резервуары вертикальные стальные сварные для нефти и нефтепродуктов. Техническое диагностирование и анализ безопасности: (Методические указания) / Российская ассоциация экспертных организаций техногенных объектов повышенной опасности «Ростехэкспертиза», Научно-промышленный союз «РИСКОМ», НПК «Изотермик». – М., 2009. – 288 с.
156. Седов, Л. И. Методы подобия и размерности в механике. – 10-е изд., доп. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1987. – 432 с.
157. Сильницкий, П. Ф. Концепция анализа риска резервуарных конструкций // Управление качеством в нефтегазовом комплексе. № 3. – М.: РТУ нефти и газа им. И. М. Губкина, 2011. – С. 31–35.
158. Соболев, Ю. В. Расчет опорного узла сферического резервуара с учетом температурных воздействий / Ю. В. Соболев, Е. И. Красновский // Известия вузов. Строительство и архитектура. – 1985. – № 4. – С. 9–12.
159. СП 16.13330.2011 Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП 11- 23-81* / Утв. приказом Минстроя России от 30.12.2015 № 984/пр.
160. СП 20.13330.2016 Нагрузки и воздействия. Актуализированная редакция «СНиП 2.01.07-85». – М., Минстрой России, 2016.
161. СП 128.13330.2016. Алюминиевые конструкции. Актуализированная редакция СНиП 2.03.06-85. Минстрой России, 2016.
162. Стандарт API 650 Сварные стальные резервуары для хранения нефти. 2003.
163. Стандарт организации СТО-03-001-06. Экспертиза промышленной безопасности стальных вертикальных сварных резервуаров для нефти и нефтепродуктов. – Москва, 2006. – 242 с.

164. Статистика квазимгновенных разрушений резервуаров для хранения нефти и нефтепродуктов / С. А. Швырков, С. А. Горячев, В. П. Сорохоумов, С. В. Батманов, В. В. Воробьев // Пожаровзрывобезопасность. – 2007. – Т. 16. – № 6. – С. 48–52.

165. СТО-СА-03-002-2009 Правила проектирования, изготовления и монтажа вертикальных цилиндрических стальных резервуаров для нефти и нефтепродуктов / Колл. авт. – 1-е изд. – Российская ассоциация экспертных организаций техногенных объектов повышенной опасности (Ассоциация Ростехэкспертиза). – М., 2009. – 216 с.

166. СТО 36554501-024-2010 Стандарт организации. Обеспечение безопасности большепролетных сооружений от лавинообразного (прогрессирующего) обрушения при аварийных воздействиях – М.: «НИЦ «Строительство». 2010.

167. Струженов, В. В. Об одном подходе к определению живучести технических систем / В. В. Струженов // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. – 2009. – № 1. – С. 3–11.

168. Тарабенко, А. А. Разработка научных основ методов ремонта вертикальных стальных резервуаров: дис. ...д-ра техн. наук: 05.15.13 / Тарабенко Александр Алексеевич. – Тюмень, 1999. – 299 с.

169. Тарабенко, А. А. Исследование закономерностей развития неравномерных осадок резервуаров численными методами / А. А. Тарабенко, П. В. Чепур, А. А. Грученкова. – Новосибирск: Наука, 2017. – 172 с.

170. Таскин, И. А. Распределение усилий между ребрами и настилом в пологом сетчатом куполе // Строительные науки. – 2016. – С. 110–115.

171. Тимошенко, С. П., Войновский-Кригер, С. Пластиинки и оболочки. – М.: Наука, 1966.

172. Травуш, В. И. Живучесть конструктивных систем сооружений при особых воздействиях / В. И. Травуш, Н. В. Федорова // Инженерно-строительный журнал. – 2018. – № 5 (81). – С. 73–80.

173. Трефилов, В. И., Мильман, Ю. В., Фирстов, С. А. Физические основы прочности тугоплавких металлов. – Киев: Наукова думка, 1975. – 315 с.
174. Тур, В. И. Купольные конструкции: формообразование, расчет, конструирование, повышение эффективности: Учебное пособие / В. И. Тур. – М.: Издательство АСВ, 2004. – 96 с.
175. Тур, В. И., Тур, А. В. Изменение напряженно-деформированного состояния сетчатого купола при исключении из работы одного узлового соединения // Строительство и реконструкция. – № 2 (58). – 2015. – С. 42–45.
176. Федеральный закон от 21.07.1997 № 116-ФЗ (ред. от 13.07.2015) «О промышленной безопасности опасных производственных объектов».
177. Филиппова, Ю. Ф. Оценка живучести повреждаемых стержневых конструкций. Дис. на соиск. уч. степ. к.т.н. – Красноярск: СКТБ «Наука» Сиб. Отд. РАН, 2020.
178. Фридкин, В. М. Методологические подходы к разработке конструктивных форм большепролетных и сверхпротяженных инженерных сооружений: Автореф. ... дис. д-ра техн. наук. – М.: МИИТ, 2008. – 44 с.
179. Ханухов, Х. М., Алипов, А. В. Нормативно-техническое и организационное обеспечение безопасной эксплуатации резервуарных конструкций. URL: <http://pamag.ru/src/ntoo-berk.pdf>.
180. Ханухов, Х. М. и др. Инновационные конструктивные решения изотермических резервуаров для хранения сжиженных газов / Сбор. тр. Межд. конф. «Совершенствование проектирования и строительства металлических резервуаров». – Уфа: Изд-во «Нефтегазовое дело», 2019. – С. 3–13.
181. Чепур, П. В., Тарабенко, А. А., Юргевич, А. В. Численный метод расчета сферической щитовой крыши резервуара // Современные научноемкие технологии. – 2016. – № 4–2. – С. 275–280.
182. Шаповалов, Л. А. Моделирование в задачах механики элементов конструкций. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
183. Швырков, С. А. Пожарный риск при квазимгновенном разрушении нефтяного резервуара: дис. д-ра техн. наук: 05.26.03 / Швырков Сергей Александрович. – Москва, 2013. – 355 с.

184. Шухов, В. Г. О расчете нефтяных резервуаров // Нефтяное и сланцевое хозяйство. – М., 1925. – № 10.
185. Экспериментальная механика: В 2 кн.: Кн. 2. Пер. с англ. / Под ред. А. Кобалси. – М.: Мир, 1990. – 552 с.
186. Юркевич, А. А. Существование решений геометрически нелинейных задач теории пологих трехслойных оболочек / Юркевич А. А. // Автореф. дис. канд. физ.-мат. наук. – М., 1987. – 21 с.
187. Ямалеев, К. М., Абраменко, Л. А. Деформационное старение трубных сталей в процессе эксплуатации магистральных нефтепроводов // Проблемы прочности. – 1989. – № 11. – С. 125–128.
188. Abot, J. L. et al. Contact Law for Composite Sandwich Beams. *J. of Sandwich Structures and Materials*, 4(2): 2002. – P. 45–50.
189. API-581. Risk-Based Inspection Technology. Second Edition, 2008.
190. Biondini, F. On structural robustness, redundancy and static indeterminacy / F. Biondini, D. M. Frangopol, S. Restelli // Proceedings of the ASCE SEI 2008 Structural Congress – Crossing Borders, Vancouver, Canada, April 24–26. – 2008.
191. Birkle, A. J., Wei, R. P. and Pellissier, G. E. (1966). – *Trans. ASM* 59. – 981 p.
192. Brett, C. Assessment of robustness of structures: current state of research / C. Brett, Y. Lu // *Frontiers of Structural and Civil Engineering*. – 2013. – № 7(4). – P. 356–368.
193. Brooksbank, D. and Andrews, K. W. (1968) *J. Iron Steel Inst.* № 206. – 595 p.
194. Canisius, T. D. Robustness of structural systems – a new focus for the joint committee on structural safety (JCSS) // Applications of statistics and probability in civil engineering, London, 2007. – 8 p.
195. Curry, D. A. and Pratt, P. L. – 1979, *Mat. Sci. Eng.* 37. – 223 p.
196. Conrad H. Effect of grain size on the lower yield and flow stress of iron and stall // *Acta met.* – 1963. – 11, № 1. – P. 75–77.

197. EN 1993-4-2-2007 (E) Eurocode 3: Design of steel structures – Part 4–2:

Tanks.

198. Gladman, T. Holmes, B. and Melvor, I. D. (1971). In «Effects of Second Phase Particles on the Mechanical Properties of Steels», p. 68. Iron and Steel Institute. London.

199. Ghosn, M. Redundancy and robustness of highway bridge superstructures and substructures / M. Ghosn, M. Fred, D. M. Frangopol // Structure and Infrastructure Engineering. – 2010. – № 6: 1-2. – P. 257–278.

200. Griffith, A. A. The phenomena of rupture and flow in solids // Phil. Trans/Roy Soc., London, A. – 1921. – V. 221. – P. 163–168.

201. Inglis, C. Proceedings. – Institute of Naval Architects, 55, 1913. – 219 p.

202. Kaewkulchai, G., Williamson, E. Dynamic progressive collapse of frame structures: 15th ASCE Engineering Mechanics Conference, NY, USA. – 2002. – 7 p.

203. Karavaichenko, M. G. Numerical simulation of a mesh Dome Roof of a Tank with a volume of 75 000 m³. International conference Process Management and scientific Developments. Birmingham, United Kingdom, 2022. – Pp. 119–130.

204. King, J. E. and Knott, J. F. (1981). Met. Sci. 15, 1. – Pp. 187–192.

205. Koissin, V. Composite sandwich structures for hightech applications. In: Proc. of the 2nd International «Planetary Rovers, Space Robotics and Robots Workshop-2004», St. Petersburg, 2004. – P. 22–26.

206. Starossek, U. Evaluating measures of structural robustness / U. Starossek, M. Haberland // Proceedings of Structural Congress. – 2009. – P. 1758–1765.

207. Zeybek, O. Design of cylindrical steel liquid tanks with stepped walls using One-foot method / Challenge Journal of Structural Mechanics 7 (4) (2021) 162–169.

208. Zdravkov, L., Pantusheva, M. Typical damage in steel storage tanks in operation / Procedia Structural Integrity 22 (2019) 291–298. URL: sciencedirect.com.

Научное издание

Каравайченко Михаил Георгиевич

ПРОЧНОСТЬ И ЖИВУЧЕСТЬ РЕЗЕРВУАРОВ

Монография

Издательство «Наукоемкие технологии»

ООО «Корпорация «Интел Групп»

<https://publishing.intelgr.com>

E-mail: publishing@intelgr.com

Тел.: +7 (812) 945-50-63

Подписано в печать 14.03.2023

Формат 60×84/16

Бумага офсетная. Печать офсетная

Объем 33,7 печ.л. Тираж 500 экз.

ISBN 978-5-907618-34-3



9 785907 618343 >



Михаил Георгиевич Каравайченко – доктор технических наук, профессор кафедры проектирования и строительства объектов нефтяной и газовой промышленности Уфимского государственного нефтяного технического университета. Почетный строитель России, Заслуженный строитель РБ. Автор 6 монографий, учебника и учебных пособий, опубликовал более 140 статей и докладов на международных научных конференциях.

ISBN 978-5-907618-34-3

9 785907 618343

Издательство

«Наукоемкие технологии»

ООО «Корпорация «Интел Групп»

<https://publishing.intelgr.com>

E-mail: publishing@intelgr.com

Тел.: +7 (812) 945-50-63