Ордена Трудового Красного Знамени
Центральный научно-исследовательский
и проектно-экспериментальный институт
комплексных проблем строительных
конструкций и сооружений
им. В.А. Кучеренко
Министерства архитектуры и строительства
Российской Федерации

Ордена Трудового Красного Знамени
Центральный научно-исследовательский
и проектный институт Промзернопроект
Комитет хлебопродуктов России

РЕКОМЕНДАЦИИ

ПО РАСЧЕТУ СИЛОСОВ СПИРАЛЬНО-НАВИВНОГО ТИПА

МОСКВА-1992

gost.e-ecolog.ru

Ордена Трудового Красного Знамени
Центральный научно-исследовательский
и проектно-экспериментальный институт
комплексных проблем строительных
конструкций и сооружений
им. В.А. Кучеренко
Министерства архитектуры и строительства
Российской Федерации

Ордена Трудового Красного Знамени
Центральный научно-исследовательский
и проектный институт Промзернопроект
Комитет хлебопродуктов России

РЕКОМЕНДАЦИИ

ПО РАСЧЕТУ СИЛОСОВ СПИРАЛЬНО-НАВИВНОГО ТИПА

Утверждены директором ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко 18 января 1991 г.

МОСКВА-1992

УДК 624.95:621.642.3.04

Рекомендованы к изданию совместным решением секций Отдела прочности и надежности сооружений и Отдела численных методов и теории сооружений Научно-технического Совета ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко.

Рекомендации по расчету силосов спирально-навивного типа/ ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко, ЦНИИПромзернопроект. - М., 1992. - 128 с.

Содержатся указания по расчету на прочность и устойчивость алюминиевых спирально-навивных тонколистовых силосов как специфических конструкций, предложенных фирмой *Lipp* (ФРГ).

Предназначены для инженерно-технических работников проектных, научно-исследовательских и строительно-монтажных организаций.

Обеспечивают прочность, устойчивость и экономичность в эксплуатации.

Табл. 26, ил. 31, список лит.: 30 назв.

© ЦНИИСК им.В.А.Кучеренко, 1992

В В Е Д Е Н И Е

Предложен новый метод расчета спирально-навивных силосов, содержащий:

- расчетную схему конструкций силоса как составной системы из коротких цилиндрических оболочек (обечаек), соединенных фальцевыми ребрами, для которых определяются коэффициенты жесткости в различных направлениях; при этом математически обоснована замена для расчетов спирально-фальцевого ребра системой параллельных кольцевых фальцевых ребер;

- метод расчета стенки оболочки силоса на прочность и устойчивость в геометрически нелинейной постановке при действии горизонтальных и вертикальных нагрузок (от зерна, температуры, собственного веса и др.) с учетом начальных погибей стенки в межфальцевых зонах ;

- метод расчета пустой оболочки на действие неосесимметричной (ветровой) нагрузки, как конструктивно нелинейной системы из-за различной податливости фальцевых ребер (стыкового соединения) в зонах продольного сжатия и растяжения оболочки;

- численный метод расчета оболочки, усиленной в нижней части стойками;

- методы расчета концентрации напряжений в стенке оболочки над стойками в местах их обрыва и в зоне дверного проема;

- ссылки на разработанные программы для ЭВМ типа ЕС и позволяющие выбрать типоразмерный ряд оболочек с экономичным распределением металла в конструкции.

Рекомендации разработаны д-ром техн.наук проф. И.Е.Милейковским, кандидатами техн.наук Н.Н.Стольпиным, А.И.Канцыбко, В.Н.Кимом, инж. А.В.Гримайло при участии инженеров Л. Ю.Завьяловой и М.В.Крамарь (ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко); канд.техн.наук О.С.Игудисманом, инж. В.Д.Кабо (ЦНИИПромзернопроект).

Рекомендации были составлены по заданию НПО ВИЛС.

1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

1.1. Настоящие рекомендации распространяются на расчет определенной конструкции силосов, а именно на расчет силосов спирально-навивного типа, именуемых также силосами системы *Lipp*, по названию фирмы ФРГ, предложившей данную конструкцию, но не разработавшую теоретически обоснованную методику их расчета.

1.2. Рекомендации предназначаются для проектирования и массового внедрения спирально-навивных силосов относительно небольших емкостей, изготовляемых, в основном, из алюминия, которые могут возводиться индустриальным способом в районах непосредственного сбора и хранения зерновых культур.

1.3. Рекомендации разработаны в развитие раздела 5 СНиП 2.10.05-85 [1] с учетом СНиП 2.01.07-85 [2] и СНиП 2.03.06-85 [3].

1.4. Определение напряженно-деформированного состояния и критических нагрузок в отношении потери устойчивости тонколистовой стенки силоса излагается по деформированной схеме и с учетом геометрической нелинейности, но в рамках линейной зависимости работы материала конструкции. Учет концентрации напряжений, например, в зоне дверного проема, также рассматривается при упругих деформациях. Это позволяет (ограниченно) распространить изложенную методику и на расчет стальных спирально-навивных силосов.

1.5. Предполагается, что до загружения силоса материал конструкции находится в естественном состоянии, т.е. начальные напряжения отсутствуют (учет начальных пластических деформаций и учет возможного появления начальных напряжений в конструкции данного типа требует дополнительных специальных экспериментально-теоретических исследований).

1.6. Методика проведения расчетов предусматривает применение приближенных способов расчета в форме некоторых рекомендаций и использования вспомогательных таблиц. Более точные методы достигаются с по-

мощью разработанных для этой цели алгоритмов и программ для ЭВМ типа ЕС и ЭВМ.

2. ОПИСАНИЕ КОНСТРУКТИВНОГО РЕШЕНИЯ И ЕГО ОСОБЕННОСТЕЙ, ВЛИЯЮЩИХ НА ВЫБОР РАСЧЕТНЫХ СХЕМ

2.1. Конструкция спирально-навивного цилиндрического силоса (рис. 1,а) образуется с помощью специального оборудования непрерывной навивкой по спирали алюминиевой ленты шириной порядка 0,5 м и толщиной t = 2, 3 и 4 мм (в зависимости от емкости и габаритов силоса) с образованием фальцевого ребра замкового типа (рис. 1,б) с шагом витка порядка l_1 =0,36÷0,37 м. Верх силоса покрывается каркасно-листовой конической оболочкой шатрового типа с углом наклона образующей порядка 25–35° (близким к углу естественного откоса зерна). Нижнее основание опирается на железобетонный фундамент в дискретном числе мест. Конструкция опирания позволяет ограниченно расширяться оболочке от действия внутреннего давления зерна. Возможны и иные условия закрепления оболочки силоса на фундаменте (в том числе заделка и свободное опирание).

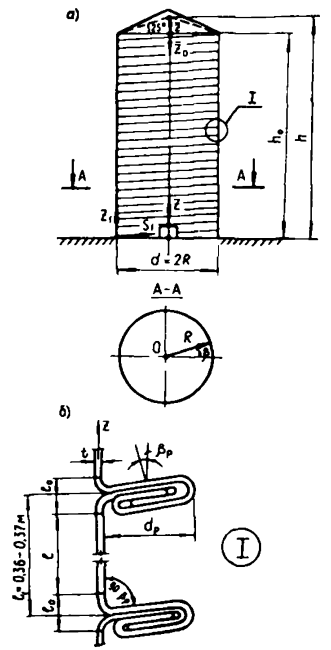


Рис. 1

2.2. Выгрузка зерна центральная. Силос с воронкой и соответствующей подсилосной конструкцией при –

водит к значительному увеличению расхода материала на тонну хранимого продукта, росту трудозатрат, существенному снижению индустриализации возведения зернохранилища. Кроме того, при выпуске зерна через воронку могут возрасти горизонтальное и полное вертикальное давление на стенку силоса. Поэтому расчет алюминиевых силосов с воронкой и подсилосной конструкцией в настоящих Рекомендациях не рассматривается.

2.3. Конструктивное решение тонколистовой оболочки силосов спирально-навивного типа существенно отличается от других традиционных цилиндрических ребристых оболочек, расчет которых более или менее освещен в литературе.

2.4. Специфика указанной конструкции силосов, влияющая на их напряженно-деформированное состояние, состоит в следующем:

ребра располагаются по спирали, но с весьма малым углом наклона витка ребра, близко к 1°;

указанные ребра фальцевого типа (рис.1,б) работают в условиях сложного напряженного состояния, при этом они не только повышают (как обычно) жесткость конструкций оболочки силоса на растяжение и изгиб в окружном направлении, но в то же время снижают (что необычно) жесткость цилиндрической оболочки вдоль образующей (т.е. в вертикальном направлении) за счет наличия закруглений в местах перехода стенки оболочки в сечение ребер и слоистой структуры ребра (рис.1,б). При этом продольные усилия, возникающие в стенке цилиндрической оболочки, в местах расположения ребра передаются с верхней части на нижнюю эксцентрично, вызывая дополнительную деформацию как в стенке оболочки, так и между слоями фальцевого ребра;

в силу указанных особенностей, жесткость и податливость фальцевого ребра как стыкового элемента фальцевого типа существенно различна при сжатии и растяжении оболочки силоса вдоль образующей, что в ряде случаев внешних воздействий, например, от ветровой нагрузки, требует рассмотрения расчета оболочки как конструктивно-нелинейной системы;

весьма частый шаг витков спирального ребра и малый угол их наклона позволяет рассматривать его как систему близко расположенных горизонтальных ребер, а напряженное состояние заполненного силоса как осесимметричное (см. п. 6.8). При этом образуется частое расположение линий возмущения безмоментного напряженного состояния, поэтому в отличие от обычно излагаемого в технической литературе расчета цилиндрических оболочек на устойчивость, когда докритическое состояние принимается безмоментным, в данной конструкции оно должно рассматриваться моментным даже при воздействии только продольного сжимающего усилия и тем более при одновременном действии продольного и внутреннего давлений, особенно при наличии начальных неправильностей. Для данных конструкций оболочек, образуемых спирально-навивным способом, наиболее вероятными неправильностями при навивке являются погиби межфальцевой зоны в сторону внешней поверхности силоса (искривления стенки между ребрами), близкие к осесимметричному виду в кольцевом направлении [6].

2.5. Максимальные амплитуды искривлений стенки оболочки W_0 (max) между фальцевыми ребрами, возникающие в процессе навивки, следует ограничивать: при образовании погиби наружу величина $\vartheta = W_0(max)/t \leq 1{,}5 \div 2$, в случае образования погиби вовнутрь оболочки – $\vartheta = W_0(max)/t \leq 1 \div 1{,}5$.

2.6. Для оболочек спирально-навивных силосов при некоторых емкостях, габаритах и начальных неправильностях может оказаться, что их нижняя зона не будет удовлетворять условиям прочности или устойчивости. В этих случаях эту нижнюю часть конструкции придется усилять, например, укрепляя ее изнутри стойками с шагом порядка 0,8÷1,5 м. Высота их определяется соответствующим расчетом. Поверх стоек, для снятия концентрации напряжений, в зоне их обрыва, рекомендуется располагать дополнительное кольцо жесткости высотой порядка 1/4–1/5 от шага стоек. Установка и крепление стоек увеличивает трудоемкость монтажа конструкции, поэтому для алюминиевых силосов небольшой емкости,

за счет снижения начальной погиби стенки до величины $\vartheta = W_0\,(max)\,/\,t \leq 0{,}5$, а также за счет варьирования, в разумных пределах, соотношением диаметра оболочки к высоте желательно добиться удовлетворения условиям прочности и устойчивости конструкции без усиления ее нижней части стойками. Для силосов повышенных емкостей это может оказаться невыполнимым.

3. ПЕРЕЧЕНЬ ОСНОВНЫХ ТИПОРАЗМЕРОВ СИЛОСОВ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЕМКОСТИ И ХАРАКТЕРИСТИКИ МАТЕРИАЛА

3.1. Основные, намечаемые для массового строительства в СНГ спирально-навивные силоса системы *Lipp*, выполняемые из алюминия, характеризуются емкостями, размерами и свойствами материала, приведенными в табл. 1.

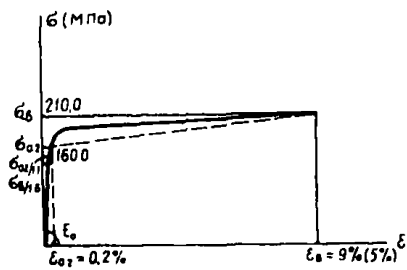


Рис. 2

Относительное удлинение ε при $l_0 = 11{,}3\sqrt{F}$ [4] для указанной марки алюминия равно $\varepsilon \approx 9\,\%$. Примерный вид диаграммы работы материала приведен на рис. 2. (Для толщины $t = 4$ мм, $\varepsilon_b \approx 5\,\%$).

3.2. Емкости силосов свыше 1000 т рекомендуется выполнять стальными как это, например, приведено в последней графе табл. 1. Возможны силоса и других емкостей не приведенные в табл. 1.

3.3. Приведенная в табл.1 толщина ленты, из которой выполняется оболочка силоса, является номинальной. Ленты из алюминия и алюминиевых сплавов для изготовления данных силосов прокатываются шириной 1,5 м с последующей разрезкой по ширине на 3 части.

Таблица 1

Типоразмерный ряд силосов	Емкость V, т	Радиус оболочки силоса R, м	Высота силоса h_0, м	Толщина стенки (ленты) $t_н$, мм	Марка материала	Условный предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа ($кг/см^2$)	Временное сопротивление $\sigma_в$, МПа ($кг/см^2$)	Модуль упругости E, МПа ($кг/см^2$)	Коэффициент Пуассона ν
1	250	4	6,5	4-3-2	АМг2Н1	160 (1600)	210 (2100)	$7{,}1\cdot10^4$ ($7{,}1\cdot10^5$)	0,3
2	250	3	11	4-3-2	–"–	–"–	–"–	–"–	–"–
3	600	5	8	4-3-2	–"–	–"–	–"–	–"–	–"–
4	1000	6	10	4-3	–"–	–"–	–"–	–"–	–"–
5	3000	9	15	4-3	Ст.3	210 (2100)	–	$2{,}1\cdot10^5$ ($2{,}1\cdot10^6$)	–"–

При этом согласно табл. 1 [4] максимальные отрицательные допуски для лент в 1,5 м указанной марки составляют: при толщине 2 мм допуск 0,21 мм; при толщине 3 мм допуск 0,34 мм и толщине 4 мм допуск 0,36 мм. Поскольку эти допуски не превышают порядка 10-12 %, являются случайными величинами и совпадение максимального отрицательного допуска с коэффициентом надежности материала ленты имеет малую вероятность, а также поскольку в новом СНиП [3] на проектирование алюминиевых конструкций об учете допусков при расчетах ничего не сказано, то при расчете данного типа силосов предлагается принимать номинальные толщины лент. По соглашению потребителя с изготовителем отрицательные допуски на толщину лент следует стремиться снизить.

3.4. Цифры в столбце с толщиной $t_n = t$ означают, что толщина оболочки силоса данной емкости по высоте меняется до трех раз. Большая толщина относится к нижней зоне оболочки. Высота зон определяется расчетом.

3.5. Расчетное сопротивление материала АМг2Н1 согласно п. 3.1 [3] принимается наименьшим из величин $\sigma_{0,2}$ /1,1 и σ_b /1,6. Для данной марки алюминия наименьшее расчетное сопротивление получается равным $R_a = 210/1,6 = 131,25$ МПа, а наибольшее – $R_a = 160/1,1 = 145,45$ МПа. Данные сооружения относятся ко II классу по степени ответственности п. 1.6 [1], в соответствии со стр. 34 [2] коэффициент надежности γ_n по назначению может быть принят равным 0,95. В результате расчетное сопротивление R_a допускается принимать равным

$$R_a = \frac{145,45}{0,95} = 153,1 \text{ МПа} \quad \text{или}$$

$$R_a = \frac{131,25}{0,95} = 138,16 \text{ МПа.}$$

Окончательно в расчетах принято $R_a = 140,0$ МПа.

4. НОРМАТИВНЫЕ НАГРУЗКИ И ВОЗДЕЙСТВИЯ, ПРИНИМАЕМЫЕ ПРИ РАСЧЕТЕ СПИРАЛЬНО-НАВИВНЫХ СИЛОСОВ

4.1. Основными нагрузками и воздействиями приниматся: 1) горизонтальные и вертикальные (за счет трения) от давления зерна с учетом центральной выгрузки силоса; 2) собственный вес конструкции; 3) нагрузка от снега на покрытие; 4) воздействие температуры; 5) нагрузка от термоподвесок; 6) для незаполненного силоса воздействие от давления ветра. Перечисленные нагрузки, за исключением собственного веса, относятся к временным (длительным, кратковременным).

4.2. Горизонтальное нормативное давление зерна на стенки тонколистовых силосов для рассматриваемой конструкции с относительно гибким фальцевым ребром принимается согласно п. 4.10 [1] как для листовых силосов без ребер, в виде суммы двух нагрузок.

Равномерно распределенное по периметру стены силоса давление сыпучих материалов p_h^n на глубине z от верха засыпки, определяемое по формуле Янсена п. 4.6 [1]

$$p_h^n = \frac{\rho_\rho}{f}\left(1 - e^{-\xi_i}\right); \qquad \xi_i = \frac{\lambda f}{\rho}\bar{z}, \qquad (1)$$

с учетом верхнего конуса зерна $\bar{z} = \bar{z}_o + \frac{R}{3} tg\, 25^\circ$ (см. рис.1,а)

$\rho = \frac{R}{2}$ – для цилиндрической оболочки с радиусом R;

$\lambda = tg^2\left(45^\circ - \frac{\varphi}{2}\right) = 0{,}4059$ – коэффициент бокового давления;

$\gamma = 8$ кН/м^3 (800 кгс/м^3) – удельный вес зерна;

$f = 0{,}4$ – коэффициент трения зерна о стенку силоса;

$\varphi \approx 25^\circ$ – угол внутреннего трения.

Кольцевое горизонтальное давление P_{h1}^n сыпучих материалов на стены круговых силосов равномерно распределяется по периметру с высотой зоны коль-

цевого давления, равной R /2. Зона может занимать любое положение по высоте оболочки силоса. Поэтому, строго говоря, это давление при расчете следует рассматривать на разных уровнях. В запас прочности, для упрощения расчета, можно принимать его равномерно распределенным по всей высоте. Значение кольцевого горизонтального давления p^n_{h1} определяется формулой

$$p^n_{h1} = a_1 p^n_h \quad . \qquad (2)$$

4.3. Полное нормативное горизонтальное давление определяется суммированием выражений (1) и (2) с учетом ряда коэффициентов. Значение a_1 определяется согласно п. **4.11**, табл.1 [1]. Для удобства приведем и здесь его значения.

Таблица 2

Коэффициент	h_0 /2R (h_0 – высота силоса)						
	10	5	2,5	1,67	1,25	0,83	0,625
a_1	1,8	1,5	1,2	0,9	0,7	0,5	0,3

В табл.2 промежуточные значения a_1 вычисляются по линейной интерполяции.

4.4. Нормативное значение вертикального давления сыпучего материала p^n_f, передающегося на единицу поверхности стены силоса силами трения, согласно п.**4.14** [1] определяется формулой

$$p^n_f(\bar{z}) = \oint p^n_h(\bar{z}) . \qquad (3)$$

4.5. Полное продольное нормативное усилие от сил трения в соответствии с выражениями (1) и (3) на уровне $\bar{z}$ от верха засыпки, с учетом верхнего конуса зерна, определяется выражением

$$p^h_n(\bar{z}) = \int_0^{\bar{z}} p^n_f d\bar{z} - \int_0^{\bar{z}} \gamma\rho\left(1 - e^{-\frac{\bar{z}}{\lambda}}\right) dz = \qquad (4)$$
$$= \rho\left[\gamma\bar{z} - \frac{1}{\lambda} p^n_h(\bar{z})\right] .$$

При полном загружении на уровне низа силоса получается выражение

$$p_h^n = \rho \left[\gamma h - \frac{1}{\lambda} p_h^n (h) \right] , \qquad (5)$$

где $$h = h_0 + \frac{R \cdot tg\, 25^\circ}{3} . \qquad (6)$$

4.6. Согласно п. 5.25 [1] в (6) при высоте силоса

$$h_0 < 1{,}5\sqrt{A} = 1{,}5R\sqrt{\pi} , \qquad (7)$$

где $A = \pi R^2$ - площадь поперечного сечения силоса, его стенка должна быть также проверена расчетом на горизонтальное давление как бункера, при этом нормативное давление равно

$$p_{hz}^n = \lambda \gamma \bar{z} ; \quad \bar{z} = z_0 + \frac{R}{3} tg\, 25^\circ . \qquad (8)$$

Для силоса с размерами, приведенными в табл. 1, выражение (7) принимает значения, данные в табл. 3.

Таблица 3

Типоразмерный ряд силосов	V, т	R, м	h_0, м	$1{,}5R\sqrt{\pi}$, м
1	250	4	6,5	10,65
2	250	3	11	8
3	600	5	8	13,3
4	1000	6	10	16
5	3000	9	15	24

Таким образом, за исключением силоса № 2, для остальных горизонтальное давление должно определяться для наиболее неблагоприятного случая либо по сумме формул (1) и (2), либо согласно (8).

4.7. Нормативное значение вертикального давления сыпучего материала p_f^n, при расчете силоса как бункера, определяется выражением (3). Полное продольное нормативное давление от сил трения, в соответствии с выражениями (3) и (8) на уровне $Z = Z_0 + \frac{R}{3} tg\,25^\circ$ от верха засыпки, с учетом верхнего конуса зерна, определяется выражением

$$p_n^n = \frac{1}{2} f \lambda \gamma \bar{Z}^2 . \qquad (9)$$

Выражение $A_1 = (1 - e^{-\xi i})$ при различных значениях ξ_i приведено в Приложении 7 [5]. Наряду с этим, давление зерна на стенки силосов, приведенных в табл. 1, в зависимости от диаметра d, их значения на уровне низа каждой обечайки приведены в табл.4 [6]. Значения давлений, определяемые по формулам (1) и (5), даны при различной величине диаметра оболочки силоса d. В последнем столбце табл.4 [6] приведены значения давлений, определяемые по формулам (8) и (9), как для бункера. Указанные значения давлений в этой таблице приведены без учета отсыпки зерном верхнего конуса.

4.8. Собственный вес g_o^n погонного метра по высоте стенки алюминиевой оболочки шириной в 1 см и толщиной t, при удельном весе алюминиевого сплава γ_a = 27 кН/м^3 с учетом веса фальцевого ребра определяется выражением

$$g_o^n = K_л \gamma_a t \cdot \frac{b}{t_1} = 1{,}05 \cdot \gamma_a \cdot t \cdot \frac{0{,}495}{0{,}365} , \qquad (10)$$

где $K_л$ = 1,05 – коэффициент, учитывающий дополнительный расход металла (на лестницы и др.); b – ширина алюминиевой ленты; t_1 – шаг спирали.

Для стального силоса γ_c = 78,5 кН/м^3.

Числовые значения g_o^n в кН/см и (кгс/см) приведены в табл. 4.

Таблица 4

Материал	Толщина стенки силоса, t, см			
	0,2	0,3	0,4	0,5
АМг2Н1	$7{,}7\cdot10^{-4}$ ($7{,}7\cdot10^{-2}$)	$11{,}6\cdot10^{-4}$ ($11{,}6\cdot10^{-2}$)	$15{,}5\cdot10^{-4}$ ($15{,}5\cdot10^{-2}$)	-
Сталь 3	-	$33{,}7\cdot10^{-4}$ ($33{,}7\cdot10^{-2}$)	$45\cdot10^{-4}$ ($45\cdot10^{-2}$)	$56\cdot10^{-4}$ ($56\cdot10^{-2}$)

4.9. Собственный вес g_1^n конического шатрового покрытия из алюминиевого сплава на 1 п.см периметра верха оболочки силоса, в зависимости от радиуса (по данным НПО ВИЛС), примерно можно принять следующим :

R = 3 м, $g_1^n \approx$ 1,5 Н/см (0,15 кгс/см)
R = 4 м, $g_1^n \approx$ 2 Н/см (0,2 кгс/см)
R = 5 м, $g_1^n \approx$ 3,6 Н/см (0,36 кгс/см)
R = 6 м, $g_1^n \approx$ 4,6 Н/см (0,46 кгс/см)

4.10. Нормативная снеговая нагрузка на 1 м^2 площади покрытия, согласно формуле (5) [2], вычисляется по формуле

$$S^n = S_0 \cdot \mu \quad , \qquad (11)$$

где значения S_0 для различных снеговых районов СНГ приведены в [2] п. 5.5, табл. 4 . Коэффициент μ на конусные покрытия согласно п. 4.2 [1] равен μ = 0,4.

В результате значения S^n по снеговым районам на покрытие силоса принимают значения, приведенные в табл. 5.

Таблица 5

Районы СНГ	I	II	III	IУ	У	УI
Нагрузка от снега на 1 м^2 покрытия силоса в кН/м^2 (кгс/м^2)	0,20 (20)	0,28 (28)	0,40 (40)	0,60 (60)	0,80 (80)	1,00 (100)

При этом нормативная снеговая нагрузка на 1 п.см периметра верха оболочки силоса определяется выражением

$$p_c^n = \frac{S^n R}{2} \quad . \qquad (12)$$

Для основных 1-1У снеговых районов (в т.ч. для Московской обл. - р-н Ш) в (12) значения p_c^n в Н/см (кгс/см), в зависимости от радиуса силоса R, приведены в табл. 6.

Таблица 6

№ районов	Радиус оболочки силоса R, м			
	3	4	5	9
I	3(0,3)	4(0,4)	5(0,5)	6(0,6)
II	4,2(0,42)	5,6(0,56)	7(0,7)	8,4(0,84)
III	6(0,6)	8(0,8)	10(1,0)	12,0(1,20)
IУ	9(0,9)	12(1,2)	15(1,5)	18,0(1,8)

4.11. Температурные воздействия от суточного изменения температуры наружного воздуха согласно [1] и п.4.18 [5] допускается заменять дополнительным горизонтальным давлением сыпучего материала на наружные стены, считая его равномерно распределенным по периметру и высоте. Нормативное значение этого давления p_{ht}^n определяется по формуле

$$p_{ht}^n = \frac{\kappa_t \cdot \alpha \cdot T_1 E_m}{\frac{R}{t}\frac{E_m}{E} + (1-\nu_m)} = \frac{\kappa_t \alpha_t \cdot T_1}{\frac{R}{tE} + \frac{1-\nu_m}{E_m}}, \qquad (13)$$

где T_1 - суточная амплитуда наружного воздуха, принимаемая равной 16° [5];

E_m - модуль деформации сыпучего материала, определяется выражением п. 4.18 [1];

$E_m = 250(p_h^n)^{0,63}$ МПа или [586 $(p_h^n)^{0,63}$ в кгс/см^2],

где p_h^n вычисляется на уровне нижней зоны силоса (на уровне низа второй снизу обечайки);

E - модуль упругости материала силоса (алюминия);

K_t – коэффициент принимается для стальных (и алюминиевых) стен равным $K_t = 2$ при $T_1 = 20^0$ и $K_t = 2{,}5$ при $T_1 = 16^0$ [5]; α_t – коэффициент линейной температурной деформации стен, для алюминия $\alpha_t \approx 2{,}3 \cdot 10^{-5}$;

$\nu_м$ – коэффициент Пуассона материала, для зерна $\nu_м = 0{,}4$.

4.12. Формула (13), приведенная в СНиП [1], является приближенной и подробно выведена в работе [6] на стр. 25.

Более строгий расчет спирально-навивного силоса на равномерное температурное воздействие основывается на уравнении, которое приводится в работе [6] на стр.72.

4.13. Давление от термоподвесок $p_т^n$. Для силосов емкостью $V = 250$ т (при $R = 3$ и 4 м) табл. 1 устанавливается по одной термоподвеске весом в 1 т. Для силосов емкостью $V = 600$ т и $V = 1000$ т устанавливается 4 термоподвески, каждая весом в 1 т. В результате на 1 п.см периметра верха цилиндрической оболочки силоса значения от давления термоподвесок получены в Н/см или (кгс/см) и приведены в табл. 7.

Таблица 7

Емкости V, т и радиусы R, м			
$V \approx 250$ $R = 3$	$V \approx 250$ $R = 4$	$V \approx 600$ $R = 5$	$V \approx 1000$ $R = 6$
5,3 (0,53)	4 (0,4)	12,7 (1,27)	10,6 (1,06)

4.14. Ветровая нагрузка для расчета незаполненного (пустого) силоса определяется в соответствии с п. 6 [2], при этом для рассматриваемых тонкостенных силосов спирально-навивного типа допустимо ограничиваться их расчетом на нормальное давление W_e^n, приложенное к внешней поверхности конструкции, но его

следует определять как сумму средней и пульсационной составляющих.

Нормативное значение средней составляющей ветровой нагрузки W_m^n на высоте Z над поверхностью земли следует определять по формуле

$$W_m^n = W_0 \cdot K \cdot C \quad , \qquad (14)$$

где W_0 – нормативное значение ветрового давления, величина которого для различных ветровых районов СНГ приведена в [2], п.6.4, табл.5. Коэффициент K, учитывающий изменение ветрового давления по высоте, определяется согласно [2] п. 6.5, табл.6 в зависимости от типа местности. В частности, для местности типа А (открытые побережья морей, водохранилищ, пустыни, лесостепи) и типа В (городские территории, лесные массивы и другие местности, равномерно покрытые предприятиями высотой не более 10 м), где можно ожидать возведение данных силосов, коэффициент K принимает значения

Таблица 8

Высота силоса Z, м	Коэффициент K	
	A	B
5	0,75	0,5
10	1,0	0,65
20	1,25	0,85

C – аэродинамический коэффициент, значение которого для сооружений с круговой цилиндрической поверхностью определяется согласно Приложения 4, схема 12,б [2], при числе Рейнольдса

$$Re = 0{,}88\, d \sqrt{W_0 \cdot K \cdot \gamma_f} \cdot 10^5 > 4 \cdot 10^5 ;$$

K – принимается согласно табл.8 настоящих Рекомендаций;

$\gamma_f = 1{,}4$ – коэффициент надежности.

Для сооружений с круговой цилиндрической поверхностью в (14)

$$C = C_{e1} = K_1 \cdot C_\beta \quad . \qquad (15)$$

Коэффициенты C_β и K_1 определяются согласно Приложения 4, схема 12,б [2], где график для определения C_β представлен также в форме табл. 9 настоящих Рекомендаций.

Таблица 9

β	0°	15°	30°	45°
C_β	1,00	0,85	0,35	-0,50

β	60°	75°	90°	105°
C_β	-1,20	-1,30	-1,05	-0,60

β	120°	135°	150°	165°	180°
C_β	-0,40	-0,45	-0,45	-0,45	-0,40

Нормативное значение пульсационной составляющей ветровой нагрузки W_p^n на высоте Z определяется по формуле п.6.7 а [2]

$$W_p^n = W_m^n \cdot \zeta \nu \quad , \qquad (16)$$

если первая частота собственных колебаний f_1 получается больше предельного значения частоты f_ℓ, т.е. если

$$f_1 > f_\ell \quad , \qquad (17)$$

ζ – коэффициент пульсации давления ветра на уровне Z определяется согласно табл.7 [2] ;

ν – коэффициент пространственной корреляции пульсации давления ветра определяется согласно [2] п. 6.9 и Приложения 4 с учетом примечаний к схеме 12,б. Предельное значение частоты f_l (Гц) определяется согласно табл.8 [2], при значении логарифмического декремента колебаний δ = 0,15 [2, п. 6.8 б]. Суммарное значение средней и пульсационной составляющих нормативной ветровой нагрузки будет определяться выражением

$$W_e^n = W_m^n + W_p^n = W_m^n (1 + \zeta \nu) . \qquad (18)$$

Если первая частота f_1 меньше предельного значения f_l , т.е.

$$f_1 < f_l , \qquad (19)$$

то требуется выполнение специального динамического расчета силоса, согласно специальной литературы. Для алюминиевых силосов емкостью $V \leq$ 1000 т, приведенных в табл. 1 требование $f_1 > f_l$ как правило удовлетворяется.

Согласно [2] п.6.6 в случаях не предусмотренных обязательным Приложением 4 , аэродинамические коэффициенты допускается принимать по справочным и экспериментальным данным или результатам продувок моделей в аэродинамических трубах. Для конического покрытия спирально-навивных силосов с учетом наклона $\alpha \approx 30^\circ$ значение C_{e2} на коническую крышу в [2] отсутствует.

По данным работы [8] в результате продувки моделей силосов со спиральным ребром, выполненных в масштабе 1:20 по отношению к силосу № 1 табл.1, получилось, что коэффициент C_{e2} = 1,3. Полное нормальное давление $W_m^n + W_p^n$ на коническое покрытие можно для расчета разложить на вертикальную и горизонтальную составляющие, которые затем равномерно распределяются по периметру верха цилиндрической оболочки силоса.

Согласно тем же экспериментам, для группы силосов из 6-ти цилиндрических оболочек аэродинамические коэффициенты на оболочку C_{e1} и на покрытие C_{e2} рекомендуется увеличивать в зоне разряжения, примерно, в 1,6 раза по сравнению с одиночным силосом.

Для выполнения расчета незаполненного силоса на суммарную ветровую нагрузку W_e^n эта нагрузка в кольцевом направлении аппроксимируется тригонометрическим рядом путем предварительного представления в выражениях (16) и (18) W_m^n в виде

$$W_m^n = W_0 \sum A_n \cos n\beta \qquad (20)$$

Коэффициенты A_n определяются для практических расчетов по формулам приближенного гармонического анализа. Для практических расчетов можно ограничиться удержанием в формуле (20) первых пяти членов ряда ($n = 0, 1, 2, 3, 4$). В этом случае выражения для коэффициентов A_n имеют вид

$$\begin{aligned}
A_0 &= \frac{1}{8}\left(y_1 + y_5 + 2\left(y_2 + y_3 + y_4\right)\right);\\
A_1 &= \frac{1}{4}\left(y_1 + 1{,}4\left(y_2 - y_4\right) - y_5\right);\\
A_2 &= \frac{1}{4}\left(y_1 - 2y_3 + y_5\right);\\
A_3 &= \frac{1}{4}\left(y_1 + 1{,}4\left(y_4 - y_2\right) - y_5\right);\\
A_4 &= \frac{1}{4}\left(y_1 + 2\left(y_3 - y_2 - y_1\right) + y_5\right);
\end{aligned} \qquad (21)$$

$y_1, y_2', \ldots, y_5$ в формулах (21) есть соответственно значения $K \cdot K_1 \cdot C_\beta$ в точках 0°, 45°, 90°, 135°, 180°. Значения C_β даны в табл.9.

5. РАСЧЕТНЫЕ ЗНАЧЕНИЯ НАГРУЗОК НА ОБОЛОЧКУ СИЛОСА С УЧЕТОМ КОЭФФИЦИЕНТОВ СОЧЕТАНИЯ И УСЛОВИЙ РАБОТЫ

5.1. При расчете заполненного силоса на прочность горизонтальное давление сыпучего материала p_h в соответствии с формулами Янсена (1) и (2) определяется выражением

$$p_h = \gamma_f \, p_h^n \, (\psi_1 + \gamma_c \, \psi_2 \, a_1) ; \qquad (22)$$

в соответствии с формулами (7), (8), согласно расчету конструкции как бункера, при $h_0 \leq 1{,}5\sqrt{A}$

$$p_{hz} = \gamma_f \, \psi_1 \, p_{hz}^n \, . \qquad (23)$$

В (22) $\gamma_f = 1{,}3$ – коэффициент надежности по нагрузке согласно п. 4.2 [1]; $\psi_1 = 0{,}95$ – коэффициент сочетания для длительных нагрузок; $\psi_2 = 0{,}8$ – коэффициент сочетания для кратковременных нагрузок согласно п. 1.12 [2] при $\gamma_c \, \gamma_f \, a_1 \, p_h^n < \gamma_f \, p_{hz}^n$;

$\gamma_c = 1$ при $h_0 > 1{,}5\sqrt{A}$ – коэффициент;

$\gamma_c = 0{,}3$ при $h_0 \leq 1{,}5\sqrt{A}$,

условия работы согласно п.4.2 [1].

В (23) $\gamma_f = 1{,}3$ согласно п. 4.2 [1]; $\psi_1 = 0{,}95$ п. 1.12 [2].

Горизонтальное давление сыпучего материала p_{ht} от действия температуры в соответствии с формулой (13) определяется выражением

$$p_{ht} = \gamma_f \, \psi_2 \, p_{ht}^n \, , \qquad (24)$$

где $\gamma_f = 1{,}1$ согласно п.4.2 [1]; $\psi_2 = 1$ согласно п.1.12 [2].

Полное вертикальное давление сыпучего материала на стенки силоса за счет сил трения, на уровне $\bar{z}$ от верха засыпки $p_n(\bar{z})$, в соответствии с форму-

лами Янсена (3) и (4) определяется выражением

$$p_n(\bar{z}) = \gamma_f \psi_1 p_n^n(\bar{z}), \qquad (25)$$

где γ_f = 1,3 согласно п. 4.2 [1]; ψ_1 = 0,95 согласно п. 1.12 [2].

При расчете конструкции как бункера, в соответствии с формулой (9) [25], принимается ψ_1 = 0,95; γ_f = 1 (согласно данным ЦНИИПромзернопроекта). Указанное значение γ_f рекомендуется принимать при расчете бункера на устойчивость, а также распространять на расчет спирально-навивного бункера на прочность, поскольку этот расчет предложено выполнять по деформированной схеме с учетом начальных искривлений.

Вертикальная нагрузка g_0 от собственного веса одного погонного метра, считая по высоте стенки силоса шириной в 1 см и толщиной t, в соответствии с формулой (10) и табл. 4, определяется выражением

$$g_0 = \gamma_f \cdot g_0^n \qquad (26),$$ где γ_f =1,05 по табл.1 [2].

Вертикальная нагрузка от веса покрытия g_1 на 1 п.см периметра верха оболочки силоса на уровне $z = h_0$, в соответствии с п.4.9, определяется выражением

$$g_1 = \gamma_f \cdot g_1^n \qquad (27),$$ где γ_f =1,05 по табл.1 [2].

Вертикальная нагрузка от снега на 1 п.см периметра верха оболочки силоса S, в соответствии с п. 4.10, определяется выражением

$$S = \gamma_f \psi_2 p_c^n, \qquad (28)$$

γ_f = 1,6 согласно п. 5.7 [2]; ψ_2 = 0,6 согласно п. 1.12 [2].

Вертикальная нагрузка от термоподвесок на 1 п.см периметра верха оболочки силоса p_T, в соответствии с п. 4.13, определяется выражением

$$p_T = \gamma_f \psi_1 p_T^n \qquad (29)$$

γ_f = 1,3 согласно п. 4.2 [1]; ψ_1 = 0,95 согласно п. 1.12 [2].

5.2. При расчете заполненного силоса на устойчивость кольцевое горизонтальное давление сыпучего материала и давление сыпучего материала от температуры не учитывается. В результате горизонтальное давление сыпучего материала в соответствии с формулами (1) и (8) определяется соответственно выражениями:

$$p_{h1} = \gamma_f \psi_1 p_h^n ; \qquad (30)$$

$$p_{h1} = \gamma_f \psi_1 p_{hz}^n , \qquad (31)$$

γ_f = 1,3 согласно п. 4.2 [1]; ψ_1 = 0,95 согласно п. 1.12 [2].

Вертикальное давление от сыпучего материала по формуле Янсена и при расчете как бункера, а также от собственного веса стенки оболочки, покрытия и термоподвесок останется таким же как при расчете на прочность, согласно выражениям (25)-(27) и (29).

Вертикальное давление от снеговой нагрузки S определяется согласно выражению (28), но с коэффициентом ψ_2 = 0,9 согласно п. 1.12 [2] и настоящих Рекомендаций.

5.3. Наряду с приведенными данными по нагрузкам для расчета заполненного силоса в ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко разработана программа *ZERNO* вычисления значений нагрузок, при расчете на прочность и устойчивость.

5.4. При расчете незаполненного силоса на прочность (при двух кратковременных нагрузках от ветра и снега) суммарное горизонтальное значение средней и пульсирующей составляющих ветровой нагрузки $W_e = W_m + W_p$, в соответствии с п.4.14 настоящих Рекомендаций, определяется выражением

$$W_e = \gamma_f \psi_2 W_e^n , \qquad (32)$$

где γ_f = 1,4 согласно п.6.11 [2]; ψ_2 = 0,9 согласно п. 1.12 [2].

Вертикальное давление от собственного веса стенки силоса и покрытия определяется выражениями (26) и (27), п.5.1.

Вертикальная составляющая от давления ветра на коническое покрытие определяется в соответствии с п. 4.14 при γ_f = 1,4 и ψ_2 = 0,9.

Вертикальное давление от снега S определяется выражением (28), п. 5.1, при этом γ_f = 1,4, а ψ_2 = 0,9 согласно п. 1.12 [2].

5.5. При расчете устойчивости стенок незаполненного силоса расчетные нагрузки приближенно можно принимать согласно [5], стр. 126–127.

Вертикальное давление от собственного веса, веса покрытия и от снега на покрытие принимается как и при расчете на прочность согласно п.5.4.

Боковое внешнее давление от ветровой нагрузки на вертикальные стенки силоса условно принимается согласно [5] распределенным по окружности с учетом дополнительного коэффициента надежности по нагрузке γ_{f1} = 0,5

$$W_e = \gamma_{f1} \cdot W_m^n \gamma_f ,$$

где γ_f = 1 [5], стр. 127.

5.6. Расчетные значения вертикальных нагрузок на 1 м^2 конического покрытия (при расчете самого покрытия) от собственного веса g_o на 1 м^2, в соответствии с п. 4.9, определяется выражением

$$g_o = 10^2 \gamma_f 2\pi R g_1^n / \pi R^2 = 10^2 \gamma_f \frac{2}{R} g_1^n , \qquad (33)$$

γ_f = 1,05 согласно табл. 1 [2].

Нагрузка от снега, при отсутствии ветра, определяется в соответствии с формулой (11) и табл. 5, выражением

$$S = \gamma_f S^n , \qquad (34)$$

где $\gamma_f = 1{,}6$ согласно п. 5.7 [2].

5.7. В табл. 11а,б,в [6] приведены результирующие значения расчетных горизонтальных давлений q (Z) и полных вертикальных усилий P ($\bar{Z}$) для силосов трех емкостей (табл.1, силоса 1, 3 и 4) с учетом выражений (22)÷(31).

Расчетная нагрузка подсчитана с учетом снеговой на покрытие силоса для III района. Поскольку удельный вклад снеговой нагрузки невелик, то значения расчетных нагрузок в табл. 11 а,б,в [6] можно сохранить для районов 1–1У.

6. РЕКОМЕНДУЕМЫЕ РАСЧЕТНАЯ СХЕМА И МЕТОДИКА РАСЧЕТА НА ПРОЧНОСТЬ СПИРАЛЬНО-НАВИВНОГО СИЛОСА

З а п о л н е н н ы й с и л о с

6.1. Расчетная схема силоса и приводимые ниже методы ее расчета разработаны и изложены с учетом особенностей напряженно-деформированного состояния (НДС), обусловленного особенностями конструкций и технологии изготовления (см. раздел 2). В частности, вследствие повышенной тонкостенности стенки следует учитывать влияние продольных усилий на ее изгиб в межфальцевой зоне (производить расчет по так называемой "деформированной схеме").

6.2. Благодаря малому углу наклона витка спирального ребра, примерно равного 1^0, конструктивная схема оболочки силоса, как отмечалось при расчете, заменяется цилиндрической ребристой оболочкой с кольцевыми ребрами фальцевого типа, с расстояниями между ребрами равными шагу спирального ребра t_1. Обоснование такого допущения изложено в работах [7] и [9] и п. 6.8.

6.3. В начале силос спирально-навивного типа заданных размеров рассчитывается без усиления его дополнительными конструктивными элементами, в частности, вертикальными стойками. В случае, если по результатам такого расчета окажется, что в некоторой

зоне (обычно внизу) не удовлетворяются требуемые условия прочности или устойчивости, то эта зона усиляется и расчет повторяется согласно расчетной схеме усиленной оболочки (например, согласно п. 8).

6.4. В качестве расчетной схемы всего силоса, не усиленного стойками, принимается составная система из коротких составляющих оболочек, соединенных между собой горизонтальными фальцевыми ребрами замкового типа (рис. 1,б). Короткие составляющие оболочки высотой, равной t, названы "обечайками". Фальцевые ребра с высотой t_0 состоят из верхней и нижней половинок, отличающихся друг от друга видом своей геометрии, жесткостью и податливостью.

6.5. Принятая расчетная схема, в случае заполненного силоса, может быть рассчитана на давление зерна и воздействие других осесимметричных нагрузок (п.п. 5.1 и 5.2) как в более приближенной, так и более строгой постановках.

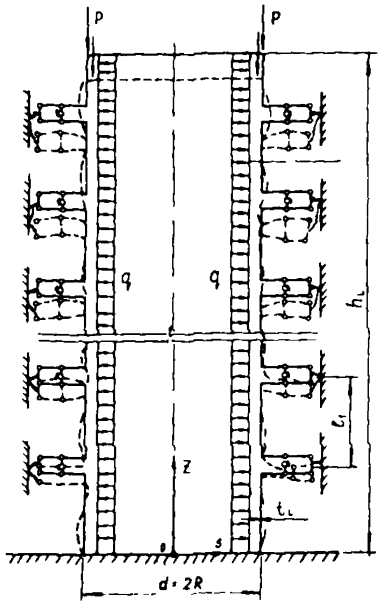


Рис. 3

Более простая постановка (в смысле ввода исходной информации для ЭВМ и возможности выполнения расчета даже с помощью микрокалькулятора) сводится к расчету отдельной обечайки в предположении, что по высоте участка силоса одной толщины t, расчетная горизонтальная нагрузка и полное вертикальное давление в стенке постоянны и равны максимальной

ным их значениям (рис. 3). Для нижней зоны макси - мальные значения приняты на уровне верха нижней обе- чайки.

Более строгая постановка расчета на прочность сво- дится к расчету всего силоса как цилиндрической оболочки с частым дискретным рас- положением коль - цевых ребер фаль- цевого типа на действие перемен- ной по высоте го- ризонтальной и вертикальной на - грузок, при этом в пределах каждой обечайки эти на- грузки принимают- ся постоянными и равными: горизон- тальная нагрузка - максимальному зна- чению расчетной на- грузки на уровне низа каждой обе-

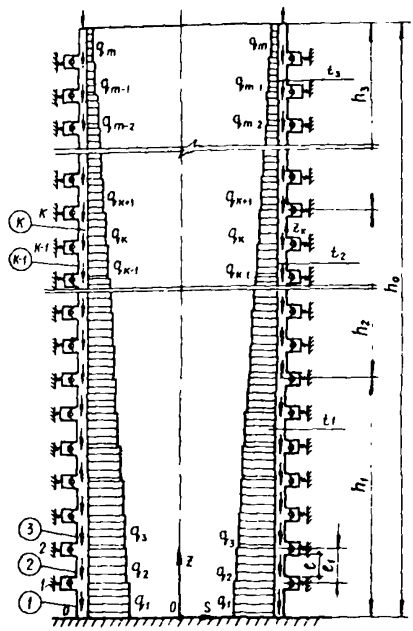


Рис. 4

чайки, продольное усилие от вертикальной нагрузки - максимальному значению усилия в данной обечайке, кото- рое прикладывается к ее нижнему краю (рис. 4).

6.6. Расчетная схема ребра с сечением в виде двойного фальца для определения геометрических и жесткостных характеристик принята с учетом его кон- структивных особенностей.

В состав поперечного сечения ребра $2F_p$ [x)] условно включается часть сечения петли ленты, начиная с мест закругления. На рис. 5 сечение ребра представлено заштрихованной частью и состоит из криволинейных и прямолинейных участков. Конкретные размеры сечения ребра, образованного в виде слоистого пакета, определяются заготовкой ленты, ее толщиной и технологией изготовления конструкции силоса заданного диаметра d. Угол наклона сечения ребра к горизонту β_p примерно составляет 25°.

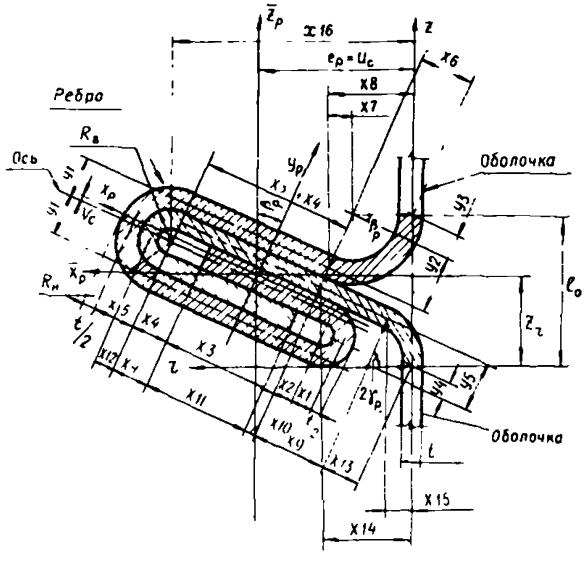


Рис. 5

---

x) Геометрические характеристики поперечного сечения и коэффициенты податливости и жесткости вводятся с коэффициентом 2 с тем, чтобы при расчете оболочек по указанной схеме (см. п. 6.5) они вводились в расчет половинным значением, т.е. без коэффициента 2.

Таблица 10

Толщина листа t, см	Площадь ребра $2F_p$, $см^2$	Статический момент инерции ребра относительно		Момент инерции ребра относительно		Цилиндрическая жесткость оболочки
		оси Z $2S_{pz}$, $см^3$	оси r $2S_{pr}$, $см^3$	оси Z $2J_{pz}$, $см^4$	оси r $2J_{pr}$, $см^4$	D, МПа·$см^3$ (кгс·см)
t_1 = 0,4	7,3514	14,952	6,872	39,9065	11,8329	416,117 (4161,17)
t_2 = 0,3	5,0892	9,873	4,806	24,7049	6,9376	175,550 (1755,50)
t_3 = 0,2	3,1098	5,736	2,962	13,4341	3,5658	52,015 (520,15)

Таблица 11

Параметры	t, см		
	0,2	0,3	0,4
X1	0,2	0,3	0,4
X2	0,4	0,4	0,4
X3	1,52	1,52	1,52
X4	0,45	0,45	0,45
X5	0,4	0,6	0,8
X6	0,643	0,688	0,734
X7	0,303	0,324	0,345
X8	1,013	1,084	1,155
X9	1,028	1,028	1,028
X10	0,07	0,07	0,07
X11	1,45	1,45	1,45
X12	0,2	0,3	0,4
X13	0,361	0,407	0,452
X14	1,097	1,211	1,324
X15	0,229	0,258	0,287
X16	2,964	3,119	3,275
У1	0,4	0,6	0,8
У2	0,71	0,76	0,81
У3	0,3	0,321	0,342
У4	0,17	0,191	0,21
У5	0,4	0,45	0,5
Z_μ	0,952	0,9444	0,9346
$R_в$	0,3	0,45	0,6
$R_н$	0,5	0,75	1,0
$l_о$	1,622	1,803	1,924
$ИС = e_р$	1,845	1,940	2,034
VC	0,072	0,085	0,095

При определении геометрических характеристик фальцевого ребра, входящих в коэффициенты жесткости на растяжение и изгиб в кольцевом направлении, следует учитывать эксцентриситет сечения (рис. 5) относительно срединной поверхности цилиндрической части оболочки. Далее по заданным размерам участков xl и yK, показанным на рис.5, и углу βp по известным формулам сопротивления материала [11] вычисляются: положение центра тяжести сечения расположения главных осей инерции x_p и y_p, статические моменты $2S_{pz}$ и $2S_{pr}$ и моменты инерции $2J_{pz}$ и $2J_{pr}$ относительных осей z и r (рис. 5). Для толщины ленты силоса t = 0,2 см, 0,3 и 0,4 см значения указанных геометрических характеристик и сечение ребра $2F_p$ приведены в табл.10. Там же приведены значения цилиндрической жесткости оболочки

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

В табл. 11 приведены значения размеров xi (i =1,2,3, ..., 16) и yK (K = 1,2, ... , 5) и расстояния e_p, l_0 и z_2 (рис. 5). Для вычисления некоторых геометрических характеристик также составлена программа $GEOM$, краткая инструкция которой изложена в [6] Приложение 1.

Коэффициенты податливости фальцевых ребер с двойным фальцем (единичной ширины в кольцевом направлении) от продольных усилий N_z и моментов M_z принимаются с коэффициентом 2; $2\delta_{ji}$ (j, i = 1, 2). При этом $2\delta_{11}$ (1/МПа·см^2 или 0,1/ кг) обозначает взаимный угол поворота концов поперечного сечения ребра от единичных моментов M = 1 в местах контакта с оболочкой (рис. 6, точка А); $2\delta_{12}$ (1/МПа см или 0,1 см/кг) также от единичных продольных усилий $N_z = P = 1$ (1/МПа или 0,1 см^2/кг) взаимное смещение концов поперечного сечения ребра от единичных усилий P = 1; $2\delta_{21} = 2\delta_{12}$. Податливостью ребра от действия поперечных усилий Q, передающихся с оболочки на ребро, можно пренебречь.

Ребро фальцевого типа, как специфический стыковой элемент нуждается в специальной экспериментальной проверке и изучении фактических характеристик податливости и жесткости таких ребер, подобно тому, как в свое время экспериментально изучались стыковые, заклепочные, болтовые, сварные и другие типы соединений. Поскольку четкие экспериментальные данные о коэффициентах податливости $2\delta_{ji}$ отсутствуют, то пока предложены две возможные расчетные схемы для их вычисления.

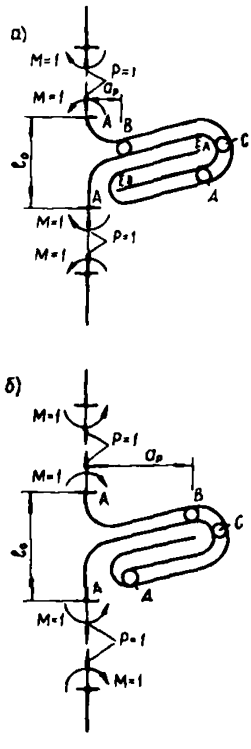


Рис. 6

В качестве первой предложена условная модель в виде стержневой системы единичной ширины в кольцевом направлении, образованная из двух ветвей ребра, контактирующихся в отдельных точках. На рис.6,а изображена эта модель, когда вдоль оболочки возникает сжатие $P < 0$, а на рис.6,б – когда возникает растяжение $P > 0$. Места контакта ветвей обозначены кружками. Контакт в точке С обеспечивает отсутствие взаимного смещения двух ветвей в их плоскости. Положение остальных точек контакта (точки В и Д) определяется из условия равновесия каждой ветви при изгибе их силами $P = 1$ и моментами $M = 1$. Под точками контакта подразумевается точки взаимного их надавливания. Между этими точками прямолинейные и криволинейные участки (начиная от точек А) рассматриваются как изгибаемые от $P = 1$ и

$M = 1$, в результате чего и определяются коэффициенты $2\delta_{ji}$. Расчетная схема фальцевого ребра, контактирующая только в трех точках, была принята на основании предварительных расчетов с большим числом точек контакта, при этом выявилось, что в дополнительных точках происходит не надавливание, а расхождение ветвей и контакт в этих точках выключается. Указанная модель названа "стержневой моделью".

В качестве второй предложена "комбинированная модель" в виде двух контактирующих слоев (рис. 7,а), при этом участки этих слоев от мест сопряжения с цилиндрической оболочкой в точках A до мест их контакта между собой в точке B по-прежнему рассматриваются как изгибаемые стержни единичной ширины, а далее по плоскости контакта как единая бесконечно длинная полоса единичной ширины высотой $2t$, нагруженная на конце в точке B, во-первых, моментами $M_A = 1$ и, во-вторых, двумя взаимно противоположными силами P и моментами $M_B \approx P \cdot a_p$, где $a_p = (X8 + X14)/2$ (рис. 7,а) при $P = 1$.

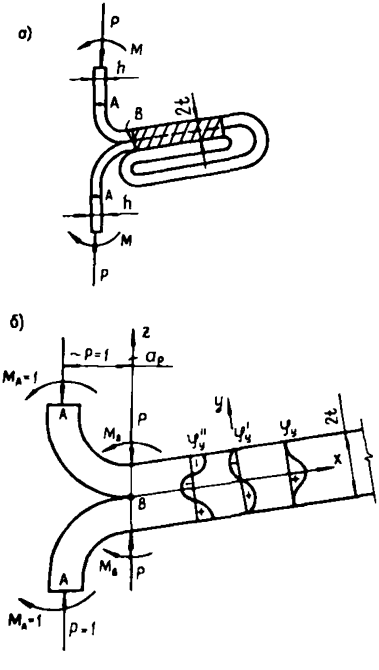


Рис. 7

"Комбинированная модель" может использоваться только для расчета оболочки, когда в продольном направлении (по оси Z) она сжимается, т.е. $N_z < 0$.

Для идентичности расчетов оболочек, когда в них в некоторых зонах возникают продольные сжимающие усилия $N_z < 0$, а в других зонах продольные растягивающие усилия $N_z > 0$, например, в случае расчета на ветер незаполненного силоса, рекомендуется (пока впредь до получения достоверных экспериментальных данных по коэффициентам податливости для алюминиевых силосов) пользоваться значениями коэффициентов податливости $2\delta_{ji}$, соответствующими "стержневой модели", точки контакта в которой установлены как теоретически, так и экспериментально.

Соответствующие коэффициенты жесткости фальцевого ребра r_{ji} определяются обращением матрицы из коэффициентов δ_{ji}.

6.7. Коэффициенты податливости $2\delta_{ji}$ фальцевого ребра, согласно расчетной схеме как "стержневой модели" (п.6.6, рис. 6), определяются по формуле Мора

$$2\delta_{ji} = \frac{1}{E\mathcal{J}_\rho^o}\left[\int_{Sa}^{Sd} M_j(S_a)\cdot M_i(S_a)\,dS_a + \int_{Sa}^{Sd} M_j(S_b)\times M_i(S_b)\,dS_b\right], \qquad j, i = 1,2; \quad \mathcal{J}_\rho^o = t^3/12 \tag{35}$$

взаимным интегрированием эпюр M_1 и M_2 вдоль верхней и нижней ветвей рассматриваемой стержневой системы соответственно от единичного момента M = 1 и единичной силы P = 1, приложенных в точках A сопряжения ребра с оболочкой. На рис. 8 и 9 представлены эпюры моментов для случая, когда продольная сила P = 1 является сжимающей и совместно с моментом M = 1 закрывает фальц, а на рис. 10 и 11, когда продольная сила P = 1 является растягивающей и совместно с моментом M = 1 раскрывает фальц.

Если окончательные значения моментов в точках A получатся с обратными направлениями (знаками) по сравнению с указанными на рис. 8 и 10, то расчетные

схемы при сжатии (рис. 9) и растяжении фальца (рис. 11) сохраняются при условии соблюдения неравенств

$$P \cdot a_p - M_A > 0, \quad (36)$$

где a_p – расстояние от оси сечения оболочки до точки B сечения ребра. При $P < 0$ $a_p = (X8+X14)/2$ (рис. 6,а), при $P > 0$, $a_p = (X16+0{,}423\,t)$ (рис. 6,б).

Для вычисления коэффициентов $2\delta_{ji}$ согласно (35) составлена программа *ROSST-1* на языке Фортран. Краткая инструкция к ней приведена в Приложении 2 [6]. Наряду с этой программой, для наиболее распространенных толщин ленты силоса были вычислены половинные значения

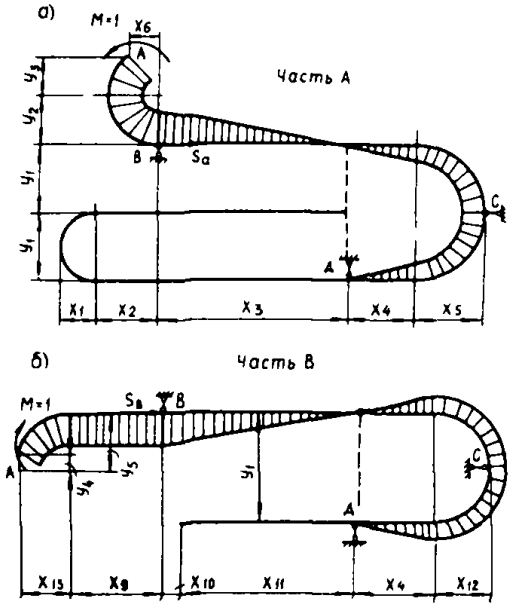


Рис. 8

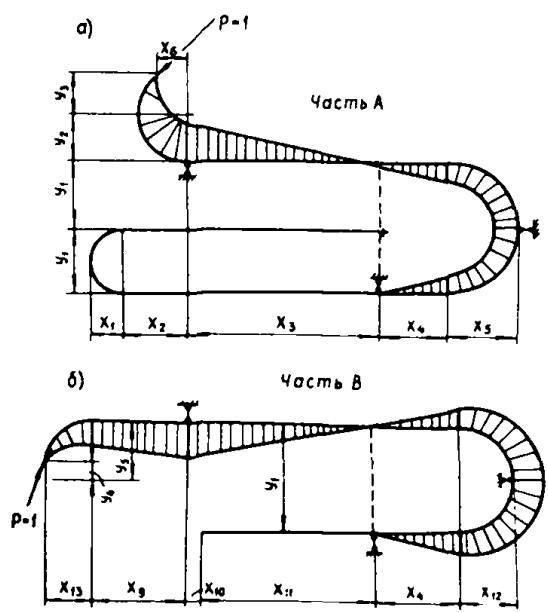


Рис. 9

а)
M=1
x6
A
y3
y2
y1
y1
Часть А
B
Sa
C
A
x1
x2
x8
x9
x4
x5
б)
Часть В
Sб
A
y4
y5
M=1
y1
B
C
A
x11
x9
x10
x11
x4
x12

Рис. 10

а)
P=1
x6
A
Часть А
y3
y2
y1
y1
A
x1
x2
x8
x9
x4
x5
б)
Часть В
A
y4
y5
y1
P=1
A
x13
x9
x10
x11
x4
x12

Рис. 11

Таблица 12

Толщина, см	$\delta_{11} \times D(1-\nu^2)$	$\delta_{12} \times D(1-\nu^2)$	$\delta_{22} \times D(1-\nu^2)$
а)	(стержневая модель)		
0,20	2,1701	1,4520	1,3888
0,30	2,4463	1,8425	2,0155
0,40	2,8167	2,3741	2,8955
б)	(стержневая модель при растяжении)		
0,20	4,29	9,50	24,10
0,30	5,06	12,2	33,3
0,40	5,97	15,6	45,5
в)	(комбинированная модель при сжатии)		
0,20	2,021	1,049	0,911
0,30	2,086	1,168	0,962
0,30	2,308	1,371	1,049

Толщина, см	$r_{11}/D(1-\nu^2)$	$r_{12}/D(1-\nu^2)$	$r_{22}/D(1-\nu^2)$
г)	(стержневая модель при сжатии)		
0,20	1,5337	-1,6035	2,3965
0,30	1,3124	-1,1998	1,2959
0,40	1,1493	-0,9423	1,1180
д)	(стержневая модель при растяжении)		
0,20	1,8342	-0,7230	0,3265
0,30	1,6940	-0,6206	0,2574
0,40	1,6092	-0,5517	0,2111
е)	(комбинированная модель при сжатии)		
0,20	1,2299	-1,4162	2,7284
0,30	1,4973	-1,8179	3,2467
0,40	1,9374	-2,5320	4,2630

коэффициентов $2\delta_{ji}/2$, приведенные в табл. 12 при $P < 0$ и при $P > 0$.

Коэффициенты податливости $2\delta_{ji}$ фальцевого ребра, согласно расчетной схеме как "комбинированной модели", определяются в виде суммы двух слагаемых $\delta_{ji} = \delta'_{ji} + \delta''_{ji}$ в табл. 12. Первое слагаемое относится к участкам между точками А и В (рис. 7) и определяется, исходя из рассмотрения двух изгибаемых стержней, как и для стержневой модели. Второе слагаемое определяется из рассмотрения бесконечно длинной полосы в условиях плоского напряженного состояния.

Подробное построение формулы для определения δ''_{ji} изложено в п. 6.7 [13]. Для вычисления коэффициентов $2\delta_{ji}$ также составлена программа на языке ФОРТРАН. Для трех толщин ленты силоса подсчитанные половинные значения коэффициентов податливости $2\delta_{ji}/2$ и жесткости $2r_{ji}/2$ соответственно приведены в табл. 12.

"Комбинированная модель" является более жесткой (примерно в два раза), чем "стержневая модель", и ее использование приводит к большему запасу прочности при расчете оболочки [7], стр. 95. Поэтому в запас прочности и для идентичности расчетных моделей при осевом сжатии и растяжении оболочки силоса пока (как отмечалось, впредь до более детальных экспериментальных исследований) рекомендуется пользоваться "стержневой моделью", расчетная геометрическая схема которой установлена как теоретически, так и экспериментально.

6.8. При расчете на прочность обечайки заполненного спирально-навивного силоса в упрощенной постановке рекомендуется пользоваться главным образом для разработки технического проекта и выбора рациональных типоразмеров конструкций. Расчетная схема отдельной обечайки приведена на рис. 12.

Первоначально расчетные уравнения рассмотрены в спиральной системе координат. Положение точки $M(x, y, z)$ на поверхности цилиндрической оболочки в

декартовых координатах определяется выражениями, приведенными на рис. 13.

В отличие от работ [7] и [9] и в соответствии с [1], центральный угол обозначен β . В цилиндрической системе координат на поверхности оболочки точка $M(S, Z)$ определяется ортогональными криволинейными координатами S и Z . При наличии спирально-винтового ребра с произвольным шагом и углом наклона его витка, положение точки $M(S_1, Z_1)$ можно также определить в неортогональной (условно названной "спиральной") системе координат S_1 и Z_1 (рис.13), которые в естественной форме определяют расположение точек на линии сопряжения винтового ребра с поверхностью оболочки; связь между координатами S_1 , Z_1 и S , Z определяется выражениями

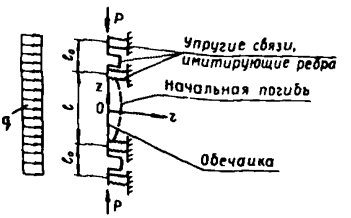


Рис. 12

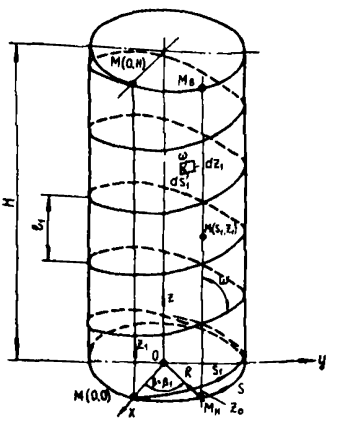


Рис. 13

$$S_1 = S / Sin\,\omega\,; \quad Z_1 = Z - Z_0 = Z - b \cdot \beta\,; \quad b = t_1 / 2\pi\,;$$

$$b / R = ctg\,\omega,$$

ω – так называемый сетевой угол (рис. 13); при $t_1 = const$, $\omega = const$. Кривизны нормальных сечений K_{n1} и K_{n2} и кривизна кручения K_{12} поверхности оболочки в направлении координат S_1 и Z_1 равны

$$K_{n1} = K_1 = Sin^2\omega / R\,; \quad K_{n2} = K_2 = 0\,; \quad K_{12} = 0$$

Кривизна изгиба K_p и кривизна кручения T_p спирального ребра [7] равны

$$K_p = Sin^2\omega / R ; \qquad T_p = b \cdot Sin^2\omega / R^2 .$$

Их отношение равно

$$T_p / K_p = ctg\,\omega = b/R .$$

Согласно упрощенной методике, отдельная (наиболее нагруженная) обечайка рассматривается как регулярный отсек, выделенный из бесконечно длинной спирально-навивной оболочки, при этом вдоль каждой спирали на поверхности оболочки и вдоль спирального ребра по всей длине сохраняется постоянное значение напряжений и перемещений. Такое напряженно-деформированное состояние позволяет рассматривать расчет каждой, отдельно выделенной, обечайки в условиях винтовой симметрии, когда напряжения и перемещения изменяются только по координате Z_1 и не зависят от координаты S_1 . В данном случае уравнение равновесия по деформированной схеме расчета (с учетом влияния продольных усилий P на величину прогибов и моментов) имеет вид

$$\frac{D}{Sin^4\omega} W^{IV}(z_1) + P \cdot W''(z_1) + \frac{Sin^4\omega}{R^2} Et\ W(z_1) = \tag{37}$$

$$= q + \frac{Sin\,\omega}{R} \gamma p - P \cdot W_o''(z_1) .$$

В этом уравнении учтены начальные искривления стенки силоса между шагом витка фальцевого ребра, описываемые функцией W_o (Z_1). Приближенно предполагается, что форма искривлений, возникающая при изготовлении конструкции, также имеет спиральную симметрию (это подтверждается некоторыми натурными измерениями , см. [29]).

Для решения уравнения (37) нужно соблюдать условия сопряжения стенки оболочки с фальцевым ребром.

Учитывая симметрию обечайки относительно средней винтовой линии, достаточно записать два таких условия, имеющие вид

$$D W''(0,5l) + \frac{1}{\delta_{11}} W'(0,5l) - \sin^4\omega \frac{\delta_{12}}{\delta_{11}} p = 0; \quad (38)$$

$$\frac{D}{\sin^4\omega} W''(0,5l) + p W'(l/2) - \frac{E F_p \sin^4\omega}{R^2} W(0,5l) = 0. \quad (39)$$

При этом в этой упрощенной методике приближенно принимается, что $l \approx l_1$ (рис.1,б). Уравнение (38) обеспечивает равенство продольных изгибающих моментов M_{z1}, а уравнение (39)–равенство поперечных сил Q_{z1} от этих моментов в стенке оболочки и фальцевом ребре обечайки по линии их контакта. *Подробный вывод уравнений (37)-(39) приведен в [7].*

Для силосов 1 и 2, приведенных в табл. 1, получается, что значения $\sin\omega \approx 1$, а именно:
1) h_0 = 6,5 м, R = 4 м, $\omega = 89^\circ 10'$, $\sin\omega$ =0,9999, $\sin^4\omega$ = 0,9996 $\approx$ 1;
2) h_0 = 11 м, R = 3 м, $\omega = 88^\circ 54'$, $\sin\omega$ =0,9998; $\sin^4\omega$ = 0,9992 $\approx$ 1. Аналогичная ситуация имеет место и для остальных типов силосов, приведенных в табл. 1, т.е. в (37)-(38) можно принять

$$\sin\omega \approx \sin^4\omega \approx 1. \quad (40)$$

В результате расчет обечайки можно свести к ее расчету в цилиндрических координатах S и Z в предположении, что спиральное ребро заменяется системой кольцевых фальцевых ребер, расстояние между которыми равно шагу витка спирального ребра l_1.

Уравнение (37) совместно с граничными условиями (38) и (39), а также при принятии условия (40) может быть точно проинтегрировано в п. 7 [7]. Вместе с тем его решение можно выполнить по методу Галёркина п.8 [7], если задаться для функции прогибов W (Z) выражением в виде тригонометри-

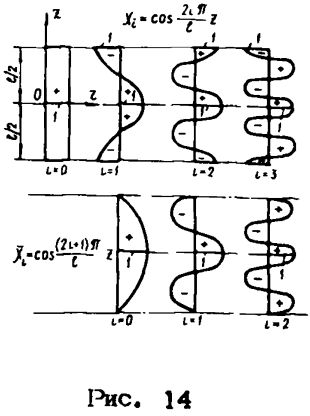


Рис. 14

ческих функций (рис.14). Такой способ решения позволяет представить его в форме системы алгебраических уравнений и позволяет просто определять верхнюю критическую силу при осесимметричной форме потери устойчивости, а также при неосесимметричной форме потери устойчивости, когда задача описывается дифференциальными уравнениями с переменными коэффициентами п. 9 [7].

В упрощенной и еще более приближенной постановке можно ограничиться для представления функции прогиба $W(Z)$ всего четырьмя членами тригонометрического ряда

$$W(z) = W_0^0 X_0(z) + W_1^0 X_1(z) + \bar{W}_0^0 \bar{X}_0(z) + \bar{W}_1^0 \bar{X}_1(z), \quad (41)$$

где $X_0 = 1$; $X_1 = \cos\frac{2\pi}{\ell_1} z$; $\bar{X}_0 = \cos\frac{\pi}{\ell_1} z$; $\bar{X} = \cos\frac{3\pi z}{\ell_1}$.

В результате уравнение (37) совместно с условиями (38) и (39) сводятся к четырем, а затем и к трем алгебраическим уравнениям, приведенным в табл.13. Для получения какого-либо уравнения коэффициенты данной строки табл. 13 следует умножить на искомые параметры перемещений верхней строки, затем просуммировать все члены, прибавить свободный член, расположенный в последнем столбце, и всю сумму приравнять к нулю (решение трех алгебраических уравнений с помощью микрокалькулятора способен выполнять и неспециалист, имеющий среднее образование). После определения параметров W_1^0, $\bar{W}_0^0$, $\bar{W}_1^0$ из отдельного уравнения табл. 13 определяется параметр W_0^0. За-

Таблица 13

№ ур-ния	W_i^0			Свободные члены
	W_1^0	$\overline{W}_0^0$	$\overline{W}_1^0$	
1.	$D\frac{4\pi^4}{l^3} - p\frac{\pi^2}{l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{tl}{4} + F_p - \frac{F_p^2}{\overline{F}_p}\right)$	$D\frac{4\pi^3}{3l^3} - p\frac{4}{3}\cdot\frac{\pi}{l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{tl}{3\pi} + \frac{tl}{\pi}\frac{F_p}{\overline{F}_p}\right)$	$D\frac{108}{5}\frac{\pi^3}{l^3} - p\frac{12}{5}\frac{\pi}{l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{3tl}{5\pi} - \frac{tl}{3\pi}\frac{F_p}{\overline{F}_p}\right)$	$\frac{\bar{q}l}{2}\cdot\frac{F_p}{\overline{F}_p} + \vartheta t_p\frac{48}{\pi^2 l}$
2.	$D\frac{4}{3}\cdot\frac{\pi^3}{l^3} - p\frac{4}{3}\frac{\pi}{l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{tl}{3\pi} + \frac{tl}{\pi}\cdot\frac{F_p}{\overline{F}_p}\right)$	$D\frac{\pi^4}{4l^3} - p\frac{\pi^2}{4l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{t\cdot l}{4} - \frac{t^2}{\pi^2}\frac{l^2}{\overline{F}_p}\right) + \frac{\pi^2}{\delta_{11}l^2}$	$\frac{E}{R^2}\cdot\frac{t^2l^2}{3\pi^2\overline{F}_p} - \frac{1}{\delta_{11}}\frac{3\pi^2}{l^2}$	$\bar{q}\left(\frac{l}{\pi} - \frac{tl^2}{2\pi\overline{F}_p}\right) - \frac{\delta_{12}}{\delta_{11}}p\frac{\pi}{l} + \vartheta t p\frac{16}{\pi l}\left[1 - 3\left(1 - \frac{8}{\pi^2}\right)\right]$
3.	$D\frac{108}{5}\cdot\frac{\pi^3}{l^3} - p\frac{12}{5}\cdot\frac{\pi}{l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{3}{5}\frac{tl}{\pi} - \frac{tl}{3\pi}\frac{F_p}{\overline{F}_p}\right)$	$\frac{E}{R^2}\frac{t^2l^2}{3\pi^2\overline{F}_p} - \frac{1}{\delta_{11}}\frac{3\pi^2}{l^2}$	$D\frac{81}{4}\cdot\frac{\pi^4}{l^3} - p\frac{9}{4}\cdot\frac{\pi^2}{l} + \frac{E}{R^2}\left(\frac{tl}{4} - \frac{t^2l^2}{9\pi^2\overline{F}_p}\right) + \frac{9\pi^2}{\delta_{11}l^2}$	$-\bar{q}\left(\frac{l}{3\pi} - \frac{l^2}{6\pi\overline{F}_p}\right) + \frac{\delta_{12}}{\delta_{11}}p\frac{3\pi}{l} - \vartheta t p\frac{16}{3\pi l}\left[1 - 3\left(1 - \frac{8}{9}\pi^2\right)\right]$

$$W_0^0 = \frac{F_p}{\overline{F}_p}W_1^0 - \frac{tl}{\pi\overline{F}_p}\overline{W}_0^0 + \frac{tl}{3\pi\overline{F}_p}\overline{W}_1^0 + \bar{q}\frac{l}{2}\frac{R^2}{E\overline{F}_p};\quad \overline{F}_p = \left(\frac{tl}{2} + F_p\right);\quad \vartheta = \frac{W_0(l/2)}{t};\quad \bar{q} = q + \frac{\gamma p}{R}$$

тем вычисляются значения прогибов $W\ (\ z\ )$, моментов $M_z\ (\ Z\ )$ и кольцевых усилий $N_1\ (\ z\ )$ в любой точке по высоте обечайки. Прогиб вычисляется согласно (41) за вычетом температурных перемещений одинаковых для всех точек

$$W_t = -\kappa_t\, \alpha_t\, T_1 \cdot R\ . \qquad (42)$$

Значения κ_t, α_t, T_1 определены в п. 4.11. Моменты вычисляются по формуле

$$M_z(z) = D\left[W_1^0\left(\frac{2\pi}{l_1}\right)^2 \cdot \cos\frac{2\pi}{l_1} z + \bar{W}_0^0\left(\frac{\pi}{l_1}\right)^2 \cdot \cos\frac{\pi}{l_1} z + \right.$$
$$\left. + \bar{W}_1^0\left(\frac{3\pi}{l_1}\right)^2 \cos\frac{3\pi}{l_1} z\right]\ . \qquad (43)$$

Кольцевые усилия – по формуле

$$N_s(z) = \frac{Et}{R}\, W(z) - \nu p\ , \qquad (44)$$

где p – полное расчетное усилие для данной обечейки; $\nu = 0{,}3$; значения $W\ (\ Z\ )$ принимаются из выражения (41) без учета (42).

В табл. 13 $\vartheta = \dfrac{W_0(0{,}5\,l)}{t}$ – максимальная относительная амплитуда начальной погиби. Согласно некоторым натурным замерам [29], начальная погибь между ребрами может быть принята в виде выражения

$$W_0(z) = \pm\, \vartheta t\, \left(1 - \frac{8z^2}{l^2} + \frac{16z^4}{l^4}\right)\ . \qquad (45)$$

В середине обечайки при $z = 0$, $W_0(0) = \pm\,\vartheta t$ в месте сопряжения с ребром, при $z \approx l/2$, $W_0(0{,}5l) = 0$, согласно п. 6.8 $l \approx l_1$.

При расчете на прочность в выражении (45) перед скобкой следует принимать знак плюс. При расчете на устойчивость в нелинейной постановке, при определении докритического состояния, в (45) перед скобкой

принимается знак минус (погибь стенки рассматривается направленной вовнутрь).

По вычисленным согласно (43) и (44) значениям усилий и моментов вычисляются фибровые продольные σ_z и кольцевые σ_s напряжения

$$\sigma_z = \frac{p(z)}{t} \pm \frac{M_z(z)}{W}; \qquad W = \frac{t^2}{6}; \quad \sigma_s = \frac{N_s(z)}{t}. \tag{46}$$

По максимальным значениям напряжений проверяются интенсивности фибровых напряжений в соответствии с п. **3.5**

$$\sigma_i(z) = \sqrt{\sigma_z^2(z) - \sigma_z(z)\cdot\sigma_s(z) + \sigma_s^2} \le R_a . \tag{47}$$

Для рассматриваемых весьма тонкостенных конструкций желательно, чтобы интенсивность фибровых напряжений нигде (за исключением напряжений в ребре) не превосходила условного расчетного сопротивления R_a .

Максимальный момент M_p и соответствующие фибровые напряжения σ_{rp} в фальцевом ребре в точках **B** (см. рис. 6) вычисляются по формулам

$$M_p = p\cdot a_p - M_z(l/2); \quad \sigma_{rp} = \pm \frac{6M_p}{t^2}. \tag{48}$$

Кольцевое напряжение в той же точке ребра σ_{sp} вычисляется по формуле

$$\sigma_{sp} = \frac{N_s(l/2)}{t}. \tag{49}$$

Интенсивность фибрового напряжения в ребре в том же сечении вычисляется по формуле (47) с заменой σ_z на σ_{rp} и σ_s на σ_{sp}. Если получится, что $\sigma_{ip} > \sigma_{0,2}$, то в ребре в зоне контакта слоев в точке B начнут возникать пластические деформации, точка контакта слоев начнет перемещаться к центру оболочки и размер a_p станет уменьшаться. Приближенно новое значение $\bar{a}_p$ можно вычислить по формуле

$$a_p = \frac{1+\bar{\sigma}_i}{1+C\bar{\sigma}_i} a_p ; \quad \bar{\sigma}_i = \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_i (l/2)} ; \quad C = \frac{\sigma_{ip}}{\sigma_{0,2}} . \qquad (50)$$

Соответственно по программе *ROSST - 1* [6], Приложение 2) заново вычисляются коэффициенты податливости δ_{ji} и повторяется весь расчет.

С помощью табл. 13 можно определить также верхнюю критическую силу $\bar{p}_э$, характеризующую осесимметричную форму потери устойчивости отдельной обечайки. Для этого в табл.13 следует отбросить последний столбец со свободными членами, вычислить все оставшиеся коэффициенты с точностью до неизвестного усилия, раскрыть определитель. В результате получится кубическое уравнение относительно p , решаемое с помощью микрокалькулятора. Наименьший из трех корней для p и будет искомой верхней критической силой $\bar{p}_э$. Как правило, это усилие процентов на 30-40 превышает классическое значение эйлерового критического усилия $p_э$, определяемого для цилиндрических длинных оболочек по формуле

$$p_э = 0{,}605 \cdot E \frac{t^2}{R} .$$

В технической литературе [14] п.126 указывается, что уравнение (37) (при $\sin \omega \approx 1$) обычно справедливо для цилиндрических оболочек вращения длинных и средней длины. Пределы применимости такого уравнения приближенно оцениваются выражением

$$1{,}38 \sqrt{t/R} < t/R < 0{,}57 \sqrt{R/t} . \qquad (51)$$

Оказывается, что и для рассматриваемых коротких обечаек длиной $l_1 \approx 36$ см уравнение (51) также справедливо из-за большой тонкостенности. Например, для силоса 1 табл. 1 $h_0 = 6{,}5$ м, $R = 4$ м, $l_1 = 0{,}365$ м, $t = 0{,}3$ см.

$1{,}38\sqrt{0{,}3/400} < \frac{36{,}5}{400} < 0{,}57\sqrt{400/0{,}3}$ или

$0{,}038 < 0{,}091 < 21$.

Вышеизложенная методика при учете большего числа тригонометрических функций (41) запрограммирована для расчетов на ЭВМ, которые включают также вычисление верхней критической силы $\bar{P}_э$. Данная методика и алгоритм расчета подробно описаны в работе [7]; инструкция к программе на ЭВМ дана в [6], Приложение 3.

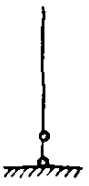
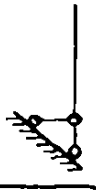
Горизонтальная расчетная нагрузка q , включает также расчетную нагрузку P_{nt} от температуры (п. 5.1). Как отмечено в п.4.12, более строгий расчет силоса на осесимметричное температурное воздействие должен рассматриваться независимо от остальной части горизонтальной нагрузки. При этом для случая отрицательной температуры, расчетное уравнение приведено в [6]. стр. 72 в качестве дополнительной информации.

6.9. Методика расчета на прочность цилиндрической оболочки заполненного спирально-навивного силоса в уточненной постановке первоначально рассматривается в п.6.5.

Данной уточненной методикой рекомендуется пользоваться для окончательных расчетов при разработке рабочих чертежей силоса заданной емкости. Как и в упрощенной методике спирально-навивная оболочка для расчета заменяется оболочкой с кольцевыми фальцевыми ребрами, расстояние между которыми равно шагу витка спирального ребра t , но при этом осесимметричная нагрузка по высоте принимается переменной. Кроме того, учитываются конкретные граничные условия закрепления нижнего и верхнего сечений оболочки. Учитывается также сопротивление фальцевых ребер кручению как круговых тонкостенных колец в условиях осесимметричного закручивания за счет переменности нагрузки по высоте (рис. 4).

Уравнение прочности для оболочки промежуточной обечайки, получаемое из (37), при $\sin\omega \approx 1$ имеет вид

Таблица 14

№ п/п	Условия закрепления	Формулировка граничных условий		
		в естественном виде	относительно начальных параметров	
			нижний край оболочки	верхний край оболочки
1	край свободен	$M=Q=0$	—	$\begin{Vmatrix} 0 & 0 & -D & 0 \\ 0 & -\rho & 0 & -D \end{Vmatrix} \times \begin{vmatrix} w_{ml} \\ w'_{ml} \\ w''_{ml} \\ w'''_{ml} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \end{vmatrix}$
2	край защемлен 	$w=\theta=0$	$\begin{vmatrix} w_{10} \\ w'_{10} \\ w''_{10} \\ w'''_{10} \end{vmatrix} = \begin{Vmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{Vmatrix} \times \begin{vmatrix} w''_0 \\ w'''_0 \end{vmatrix}$	$\begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \end{Vmatrix} \times \begin{vmatrix} w_{ml} \\ w'_{ml} \\ w''_{ml} \\ w'''_{ml} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \end{vmatrix}$
3	край оперт шарнирно подвижно 	$M=Q=0$	$\begin{vmatrix} w_{10} \\ w'_{10} \\ w''_{10} \\ w'''_{10} \end{vmatrix} = \begin{Vmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{\rho}{D} \end{Vmatrix} \times \begin{vmatrix} w_0 \\ w'_0 \end{vmatrix}$	
4	край оперт шарнирно неподвижно 	$w=M=0$	$\begin{vmatrix} w_{10} \\ w'_{10} \\ w''_{10} \\ w'''_{10} \end{vmatrix} = \begin{Vmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{Vmatrix} \times \begin{vmatrix} w'_0 \\ w'''_0 \end{vmatrix}$	$\begin{Vmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -D & 0 \end{Vmatrix} \times \begin{vmatrix} w_{ml} \\ w'_{ml} \\ w''_{ml} \\ w'''_{ml} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \end{vmatrix}$

$$D W^{IV}(Z_к) + p W''(Z_к) + \frac{Et}{R^2} W(Z_к) = q + \frac{\nu p}{R} - p W_0''(Z_к). \quad (52)$$

В данном расчете начало координат помещается в нижней точке стенки K - ой оболочки обечайки (рис. 4), при этом начальная погибь задается уравнением

$$W_0(Z_к) = \vartheta t \left(\frac{16 Z_к^2}{l^2} - \frac{32 Z_к^3}{l^3} + \frac{16 Z_к^4}{l^4} \right). \quad (53)$$

Общий расчет всей оболочки выполняется методом начальных параметров, при этом краевая задача решается как двухточечная - граничные условия формулируются только по концам всей оболочки силоса. Для ряда распространенных условий закрепления торцов оболочки формулировка граничных условий приведена в табл. 14. В местах расположения кольцевых ребер используется соотношение перехода для перемещений и усилий от нижней стенки к смежной верхней стенке обечаек. Эти соотношения, исходя из рассмотрения кар-

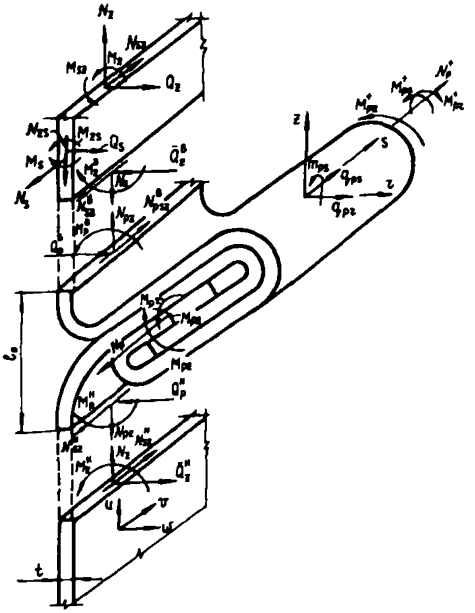


Рис. 15

тины деформирования ребра и усилий, передающихся на него от стенки обечаек (рис. 15), имеют вид

$$W_p^в = W_p^н - \theta_p^н l_0 ; \quad \theta_p^в = \theta_p - \theta_p^н ; \qquad (54)$$

$$M_p^в = M_p^н + \frac{2ES_{pr}}{R^2} W_p + \frac{2EJ_{pr}}{R^2} \theta_p ;$$

$$Q_p^в = Q_p^н + \frac{2EF_p}{R^2} W_p + \frac{2ES_{pr}}{R^2} \theta_p ,$$

где верхние индексы В и Н соответственно обозначают значения перемещений и усилий внизу и вверху сечения ребра. Значения $2F_p$, $2S_{pr}$ и $2J_{pr}$ приведены в табл. 10.

Решение данной краевой задачи реализовано в программе *ROSST-3* , включает в себя помимо метода начальных параметров также ортонормирован - ную прогонку Годунова [15]. Главное достоинство алгоритма и программы состоит в том, что решение уравнения с учетом (53) представлено в аналитическом виде и по сравнению с известными численными способами интегрирования краевых задач по методу начальных параметров резко сокращается время счета (время счета данной задачи на ЭВМ ЕС-1060 8-11 с. при объеме требуемой памяти ЭВМ в 100 Кб). Инструкция к программе *ROSST-3* и алгоритм расчета силоса изложен в [6] Приложение 4 с учетом работ [15] и [30].

Пустой силос

6.10. Сохраняются положения п. 6.1, при этом основной нагрузкой на пустой силос будет ветровая. Снеговой нагрузкой на коническое покрытие можно пренебречь. Под действием ветровой нагрузки в оболочке силоса будет возникать существенно неосесимметричное

напряженное состояние. Полная схема усилий, возникающих в стенке цилиндрической оболочки в фальцевых ребрах и в местах их сопряжения, представлены на рис. 16.

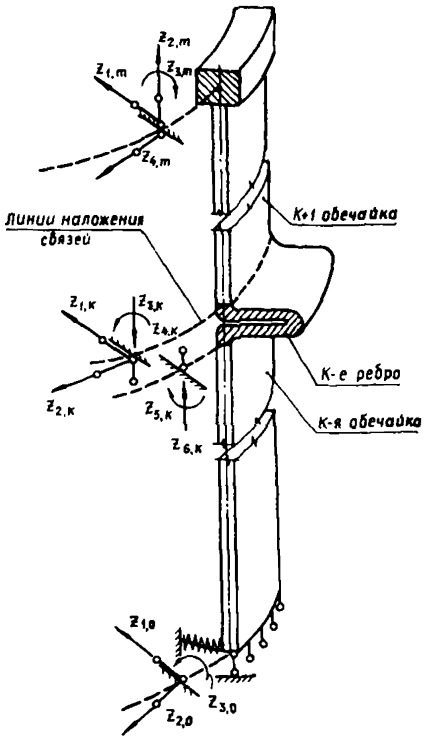


Рис. 16

6.11. При действии на силос ветровой нагрузки в некоторых зонах стенки оболочки будут возникать продольные сжимающие усилия $N_z < 0$, а в некоторых – продольные растягивающие усилия $N_z > 0$, поэтому коэффициенты податливости ребер δ_{ji} в этих зонах будут иметь разные значения (табл. 12) и оболочка силоса в целом будет деформироваться как конструктивно-нелинейная система. По сравнению с расчетом заполненного силоса процедура и трудоемкость расчета существенно усложнится. В то же время для данной задачи возможно принять при расчете ряд допущений.

6.12. Расчетная схема силоса по-прежнему принимается в виде системы, состоящей из ряда обечаек, которые образуются из коротких цилиндрических оболочек,

окаймленных фальцевыми ребрами, но с различной податливостью в зонах вертикальных продольных сжимающих и растягивающих усилий. Коэффициенты податливости фальцевых ребер определяются согласно "стержневой модели" (п. 6.6).

Расчет цилиндрической оболочки обечайки допустимо производить по геометрической линейной теории и без учета начальной погиби, т.к. основной является горизонтальная нагрузка.

Существенен учет продольных усилий N_z и моментов M_z (рис.15), которые возникают между фальцевыми ребрами, кольцевых усилий N_s и моментов M_s, которые возникают вследствие деформации контура поперечного сечения. Приближенно можно пренебречь крутящими моментами $M_{sz} = M_{zs}$ и в силу статико-геометрической аналогии [16] соответственно деформациями сдвига. В результате в основу методики расчета пустого силоса на ветровую нагрузку может быть принята полубезмоментная теория [12] в сочетании с теорией краевого эффекта [17].

6.13. Для расчета оболочки силоса вводится основная система метода перемещений (рис. 16). Поскольку фальцевые ребра податливы в отношении действия продольных усилий N_z и моментов M_z, то в основной системе в местах сопряжения цилиндрических оболочек обечаек с ребрами вводится шесть систем "фиктивных связей", непрерывно распределенных в кольцевом направлении (рис. 16). Положительное направление и обозначение соответствующих функциональных неизвестных перемещений $Z_{ki}(S)$ $(i = 1,2, \ldots, 6)$ условно показаны на рис. 16 стрелками. На верхнем торцевом сечении силоса предполагается наличие упругого кольца, имитирующего жесткость конического покрытия. Нижнее торцевое сечение силоса считается закрепленным на фундаменте от вертикальных перемещений и упруго закрепленным от нормальных перемещений (в направлении радиуса оболочки силоса). Число "фиктивных связей" и соответствующее число искомых функциональных перемещений Z_{1i} $(i = 1,2,3)$ и Z_{mi} $(i = 1,2,3)$, изменяющихся вдоль по координате S, также представлено на рис. 16.

6.14. Неизвестные функциональные перемещения связей, препятствующих тангенциональным смещениям v (S, Z) (рис. 15), для решения задачи раскладываются в кольцевом направлении в тригонометрический ряд по синусам. Ветровая нагрузка и функциональные перемещения для связей, препятствующих продольным и поперечным перемещениям, раскладываются в кольцевом направлении в ряды по косинусам. Для практических расчетов число членов ряда (число гармоник) удерживается согласно п. 4.14.

Уравнения равновесия метода перемещений для n-ой гармоники разложения неизвестных перемещений и нагрузки в тригонометрические ряды имеют вид

$$[R^{(n)}]\,\vec{Z}^{(n)} + \vec{R}_p^{(n)} = 0, \qquad (55)$$

где $\vec{Z}^{(n)}$ -вектор амплитуд смещений наложенных связей. Матрица жесткости $[R^{(n)}]$ и вектор грузовых членов $\vec{R}_p^{(n)}$ всей системы (всего силоса) формируется из матриц жесткости и грузовых векторов для ребер и отсеков оболочек между ребрами.

6.15. Для учета изменения жесткостных характеристик в зонах раскрытия фальца используется процесс последовательных приближений, основанный на методе упругих решений [11].

6.16. Решение данной краевой задачи реализовано в программе *ROSST-4* . Инструкция к этой программе расчета пустого силоса на ветровую нагрузку изложена в [6], Приложение 5.

7. ПРИМЕРЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА СИЛОСА НА ПРОЧНОСТЬ

З а п о л н е н н ы й с и л о с

7.1. Требуется рассчитать заполненный силос емкостью V = 600 т на давление зерна.

Исходные данные: схема силоса изображена на рис. 1. Силос опирается на железобетонный фундамент. Высота цилиндрической части h_0 = 8,03 м. Силос образуется из 22 обечаек, высота каждой ℓ_1 = 36,5 см, диаметр d = 10 м. Стенка силоса состоит из трех, примерно равных по высоте, частей толщиной (снизу вверх) t = 4,3,2 мм. Материал конструкции алюминий марки АМг2Н1. Расчетное сопротивление R_a = 140 МПа ($1400\ кг/см^2$). Модуль упругости материала $E = 7{,}1 \cdot 10^4$ МПа ($7{,}1 \cdot 10^5\ кг/см^2$). Силос заполнен зерном с удельным весом γ = 8 $кН/м^3$ ($800\ кг/м^3$). Угол внутреннего трения $\varphi = 25^0$.

7.2. Расчетными являются: горизонтальные и вертикальные нагрузки от давления зерна, от температуры, собственного веса стенок, кровли, термоподвесок и снега на кровле, определяемые согласно разделам 4 и 5. Суммарная горизонтальная нагрузка на стенку силоса q и суммарная полная нагрузка в стенке силоса P были приняты согласно [6] табл. 11,б. Значения этих нагрузок на уровне низа каждой из обечаек приведены в табл. 15.

7.3. Расчет конструкции выполнен в уточненной постановке для всего силоса при неоднородном изменении расчетной нагрузки по высоте (п. 6.9) по программе *ROSST-3*. Ввод данных производился в соответствии с инструкцией к программе (см. [6], Приложение 4).

Нижний торец оболочки силоса в примере принимается шарнирно закрепленным

$$W(0) = 0; \quad M_z(0) = 0.$$

Верхний торец (в запас прочности и жесткости) принимается свободным

$$Q_z(h_0) = 0; \quad M_z(h_0) = 0.$$

Более строго граничное условие на верхнем торце силоса можно сформулировать с учетом жесткости конической оболочки покрытия и кольца жесткости, в пред-

Таблица 15

Номер обечайки и ребра[x]	Толщина стенки t, мм	Горизонтальная нагрузка q (кг/см^2)[xx]	Вертикальное усилие p (кг/см)[xx]
0	–	0,223	3,42
22	2	0,239	3,99
21	2	0,254	4,77
20	2	0,269	5,74
19	2	0,283	6,90
18	2	0,298	8,24
17	2	0,311	9,77
16	2	0,324	11,48
15	2	0,337	13,35
14	3	0,386	15,41
13	3	0,399	17,64
12	3	0,411	20,03
11	3	0,423	22,57
10	3	0,434	25,26
9	3	0,446	28,11
8	3	0,457	31,10
7	4	0,493	34,26
6	4	0,504	37,55
5	4	0,514	40,97
4	4	0,524	44,53
3	4	0,534	48,22
2	4	0,544	52,04
1	4	0,553	55,98

x) Порядок нумерации обечаек принят с низа к верху силоса в соответствии с порядком заполнения зерном.

xx) 1 кг/см^2 ≈ 0,1 МПа; 1 кг/см ≈ 1 кН/м.

положении шарнирного их сопряжения, при $z = h_0$ (рис. 1)

$$M_z(h_0) = 0; \quad Q_z(h_0) = K_к w(h_0) \text{ или } -D w(h_0) = 0;$$

$$D w'''(h_0) + P w'(h_0) + K_к w(h_0) = 0,$$

где $K_к$ – суммарный коэффициент жесткости оболочки покрытия и кольца, окаймляющего оболочку силоса.

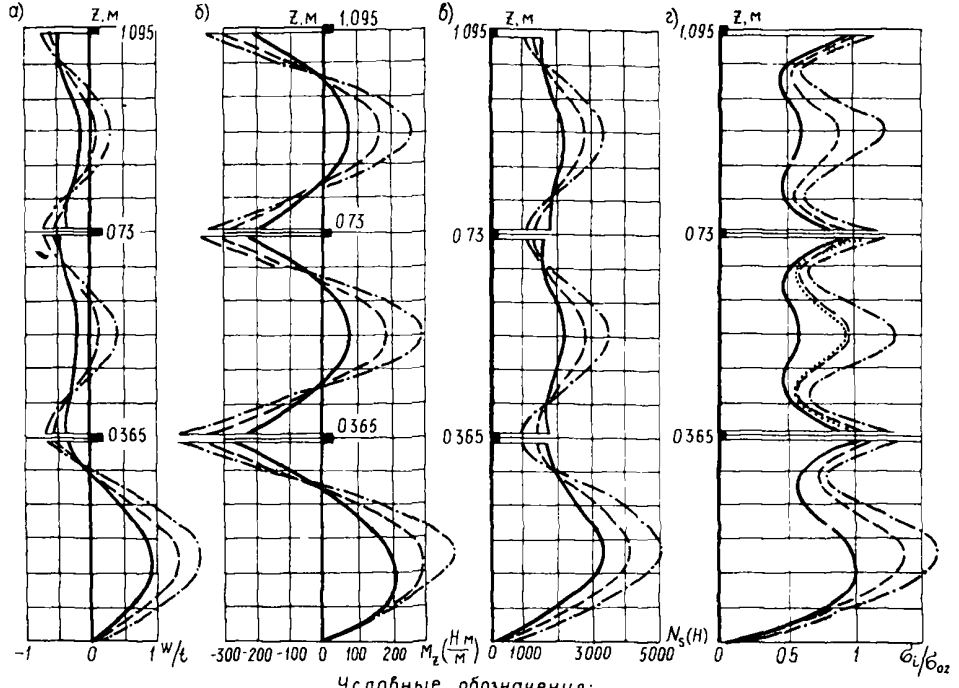
Основной вклад в величину коэффициента $K_к$ вносит жесткость окаймляющего кольца; жесткостью конической оболочки, в виде легкой конструкции, можно пренебречь. Кольцо, согласно данным НПО ВИЛС, представляет правильный шестнадцатиугольник, вписанный в окружность радиуса R. Окончательное значение коэффициента определяется выражением

$$K_к = \frac{2EF_к \sin\alpha/2}{d_к},$$

где $F_к$ и $d_к$ – площадь поперечного сечения и диаметр кольца; $\alpha = \pi/8$.

Расчет оболочки силоса при указанном закреплении верхнего торца также выполняется по программе *ROSST-3*. Окончательная запись условий для верхнего торца силоса в форме метода начальных параметров для этого случая приведена в инструкции к программе *ROSST-3* (см. Приложение 4, выражение (4.16) [6], где следует положить $\alpha_m = \gamma_m = 0$).

Значения цилиндрической жесткости стенки D, характеристик фальцевого ребра $2F_p$, $2S_{pz}$, $2S_{pr}$, $2J_{pz}$, $2J_{pr}$, коэффициентов податливости δ_{11} и δ_{12} (согласно стержневой модели) для лент толщиной t = 4, 3, 2 мм принимаются из табл. 10 и 12,а). Массив этих данных может быть также вычислен по программам GEOM и *ROSST-1* (см. [6], Приложения 1 и 2). Расчет силоса произведен при осесимметричной форме погиби стенок всех обечаек согласно



Условные обозначения:

—— $\vartheta=0$, — — — $\vartheta=1$; —·—·— $\vartheta=2$, ····· ϑ,-1-приближенный расчет

Рис. 17

выражению (53) при максимальных амплитудах, равных $\vartheta = 0, 1, 2$.

7.4. Результаты расчетов выдаются на распечатке в табличном виде в семи точках по образующей каждой обечайки. Выдаются значения прогибов $W(Z)$, углов поворота $\theta(Z)$, моментов $M_z(Z)$, поперечных сил $Q_z(Z)$, кольцевых усилий $N_s(Z)$ и интенсивность фибровых напряжений $\sigma_i(Z)$ с использованием формулы (47).

Для трех смежных обечаек результаты расчета силоса представлены в виде эпюр на рис. 17.

7.5. Согласно п. 6.8 по формулам (48) и (49) вычисляются максимальные моменты и кольцевые усилия в фальцевых ребрах и проверяются по формуле (47) интенсивности фибровых напряжений σ_{ip}. В частности, в первом ребре снизу получилось:

$$M_p = M_z(0{,}5l) = 15{,}2 \ \frac{\text{кг}\cdot\text{см}}{\text{см}};$$

$$N_p = N_s(0{,}5l) = 95{,}4 \ \text{кг/см};$$

$$\sigma_{rp} = \frac{6M_p}{t^2} = \frac{6\cdot 15^2}{0{,}4^2} = \pm 570 \ \text{кг/см}^2;$$

$$\sigma_{sp} = \frac{N_p}{t} = \frac{95{,}4}{0{,}4} = 238 \ \text{кг/см}^2;$$

$$\sigma_{ip} = 71{,}2(712) < \sigma_{02} = 160 \ \text{МПа} \ (1600 \ \text{кг/см}^2).$$

Таким образом, зона пластичности в указанном ребре не получила развития. Также при проверке не получили развития пластические деформации и в остальных ребрах. Тем самым, точка В контакта ветвей фальцевого ребра (рис. 6,а) сохраняет свое положение и не требует пересчета конструкции (п. 6.8) с учетом (50).

7.6. Согласно результатам расчета (п. 7.4), частично приведенным на рис. 17,г, для стенок ряда обечаек интенсивности фибровых напряжений σ_i получились больше величины расчетного сопротивления R_a =

= 140 МПа (1400 кг/см^2), что требует усиления конструкций.

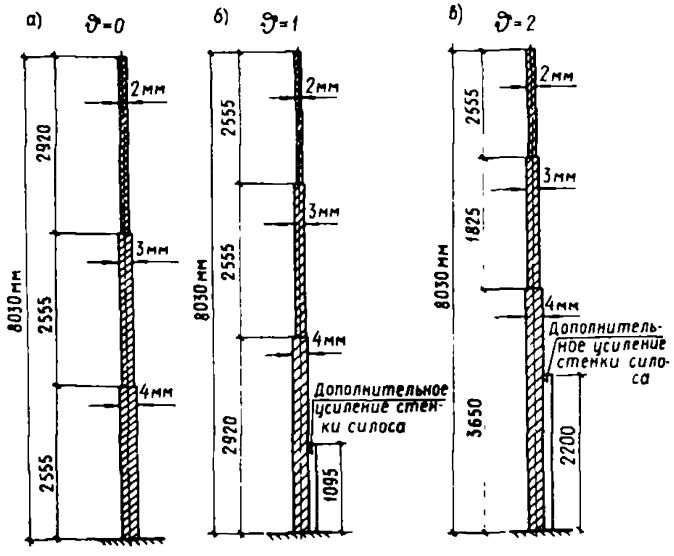


Рис. 18

На рис. 18,а приведена заданная схема изменения толщины стенки по высоте. На рис. 18,б,в приведены схемы усиления стенки силоса стойками и новые места перехода толщин стенки по высоте силоса с 4 на 3 и с 3 на 2 мм при амплитудах начальных погибей ϑ = 1 и ϑ = 2. Поскольку в п. 2.5 условились амплитуду погиби стенки обечайки ограничивать величиной $\vartheta \leqslant 2$, то проект усиления стенки силоса следует выполнять согласно рис. 18,в.

7.7. Для сопоставления был произведен расчет отдельной обечайки того же силоса в упрощенной постановке (п. 6.8) по программе *ROSST-2* Приложение 3 [6]. Рассчитывалась вторая снизу обечайка при исходных данных, принятых в п. 7.1, при этом t = 4 мм. В этой постановке принято, что $l \approx l_1$ = 36,5 см. Расчет ограничивался случаем безразмерной

амплитуды погиби $\vartheta = 1$. Результаты расчета для значений интенсивности фибровых напряжений σ_i для данной обечайки показаны на рис. 17,г в виде точечной кривой. Из сопоставления этой эпюры с эпюрой, полученной из расчета в более строгой постановке, видно, что обе кривые практически совпали. Таким образом, для предварительных расчетов вполне приемлем упрощенный способ расчета. Использование в этом способе табл. 13, применительно к ручному счету на микрокалькуляторе, дает несколько худшие результаты, но приемлемые для оценочного расчета. Согласно упрощенной постановке был выполнен оценочный расчет той же обечайки при меньших значениях коэффициентов податливости δ_{11} и δ_{12} фибрового стыкового ребра, принятых по табл. 12,в, исходя из комбинированной модели фальцевого стыкового ребра. В этом случае произошло некоторое перераспределение усилий и прогибов по высоте обечайки. Так интенсивность фибровых напряжений σ_i возросла в зоне ребра и снизилась в середине обечайки. Эти изменения не превышали 5-10 %, что обусловливает возможность использования для расчета любой из двух расчетных моделей фальцевых ребер.

7.8. По той же программе *ROSST-2* была определена верхняя критическая сила в стенке обечайки при симметрической форме потери устойчивости. Ее значение получилось равным $P_э = 167$ кН/м (167 кг/см). По классической формуле определения критического усилия для цилиндрической оболочки с шарнирным закреплением по торцам получается

$$P_э = 0{,}605\ E\ \frac{t^2}{R} = 0{,}605 \cdot 7{,}1 \cdot 10^4\ \frac{0{,}4^2}{500} = 1{,}37 \text{ кН/м} = 137 \text{ кг/см}.$$

Таким образом, при наличии фальцевых ребер верхнее критическое усилие увеличивается на 22 %.

Наряду с программой *ROSST-3* для расчета на прочность заполненного спирально-навивного силоса, разработанной на основе аналитического метода начальных параметров, в ЦНИИПромзернопроекте для той же

задачи разработана программа ARGO на основе численного метода прямой минимизации энергии [21].

Пустой силос (п.п.6.10÷6.16)

7.9. Требуется рассчитать отдельностоящий незаполненный силос емкостью V = 250 т на ветровую нагрузку. Исходные данные. Схема силоса изображена на рис.1. Силос опирается на железобетонный фундамент. Высота цилиндрической части h_0 = 6,5 м. Силос образуется из 18-ти обечаек высотой каждая l, =36,5 см; диаметр D = 8 м. Стенка силоса состоит из двух равных по высоте частей с толщиной стенки (снизу вверх) t = 3 и 2 мм. Материал конструкции - алюминий, марки АМг2Н1. Условный предел текучести $\sigma_{0,2}$ = 140 МПа (1400 кг/см^2). Модуль упругости материала E = 7,1·10^4 МПа (7,1·10^5 кг/см^2). Плотность ρ = 27 кН/м^3 (2700 кг/м^3). Строительство намечено для III ветрового района. Тип местности A (п. 4.14 [1]).

7.10. По программе *SKAS* (Инструкция к программе *SKAS* приведена в Приложении 5 [6]) определяем собственные частоты колебаний оболочки. Наименьшая частота составляет f = 23,35 Гц, что больше предельного значения f_ℓ = 3,8 Гц, определяемого по табл. 8 [2]. Следовательно, при расчете может быть использована методика, изложенная в п.п.6.10÷6.16 с учетом формул (14)-(21) и (32).

7.11. Определение средней составляющей ветровой нагрузки на цилиндрическую часть силоса.

Нормативное значение ветрового давления для III ветрового района табл. 5 [2]

$$W_0 = 0{,}38 \text{ кПа}.$$

Коэффициент, учитывающий изменение ветрового давления по высоте табл. 9 [2]

$$K = 0{,}825,$$

K_f = 0,931 (Приложение 4, схема 12,б [2]), C_β принимаем по табл. 9, п.4.14.

По формулам (21) определяем коэффициенты разложения нормативного значения нагрузки в ряд в кольцевом направлении:

A_0 = –0,247 кПа; A_1 = +0,106 кПа; A_2 = +0,456 кПа;

A_3 = +0,159 кПа; A_4 = –0,019 кПа.

7.12. Определение средней составляющей ветровой нагрузки на коническую часть крыши согласно п.4.14.

$$W^n_{e_2} = 0{,}57 \text{ кПа}.$$

7.13. Пульсационная составляющая нормативной ветровой нагрузки определяется по табл. 7 [2] $\zeta = 0{,}823$.

Коэффициент пространственной корреляции пульсаций давления ветра в соответствии со схемой 12,б Приложения 4 [2] определяем

$$b = 0{,}7\,d = 5{,}6 \text{ м};$$

$$h = h_1 + 0{,}7\,f = 8{,}1 \text{ м}.$$

Согласно табл. 10 [2]

$$\rho = b; \qquad \chi = h.$$

По интерполяции из табл. 9 [2]

$$\nu = 0{,}86.$$

Согласно формулы (18) сумма средней и пульсационной составляющей нормативной ветровой нагрузки составит

$$W^n_e = W^n_m \left(1 + \zeta \nu\right) = 1{,}708\, W^n_m.$$

7.14. Определение расчетной составляющей ветровой нагрузки согласно п. 5.4

$$\gamma_f = 1{,}4; \qquad \psi_2 = 0{,}8.$$

Расчетная ветровая нагрузка на цилиндрическую часть силоса

$$W_{e1} = \sum_{n=0}^{4} A_n \cos n\beta;$$

A_0 = -0,442 кПа; A_2 = +0,190 кПа; A_3 = +0,817 кПа; A_4 = +0,286 кПа; A_5 = -0,034 кПа.

Расчетная ветровая нагрузка на коническую часть крыши согласно п. 5.4

$$W_{e2} = 0{,}766 \text{ кПа}.$$

Расчет конструкции силоса на воздействие, подсчитанной в п. 7.14 ветровой нагрузки, а также собственного веса, выполнен по программе *ROSST-4*. Ввод данных произведен в соответствии с инструкцией к программе *ROSST-4* (Приложение 5 [6]). Граничные условия в примере принимались в 2-х вариантах:

Г1: свободный верхний торец при свободном опирании нижнего торца (с исключением перемещения системы как жесткого целого);

Г2: свободный верхний торец и шарнирное закрепление нижней грани.

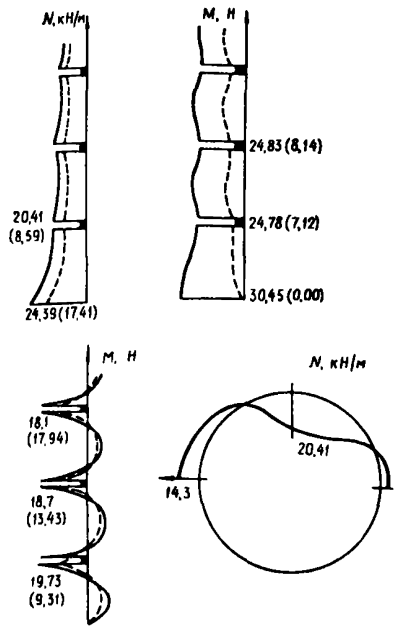


Рис. 19

Для получения решения было выполнено 7 итераций.

Программа выдает значения перемещений, усилий и интенсивности напряжений в 5-ти точках по высоте обечайки и в направлении образующей. Эпюры некоторых усилий для трех нижних обечаек приведены на рис. 19. Так как максимальная интенсивность фибровых напряжений не превышает условного предела текучести, то по результатам расчета на ветровую нагрузку конструкция усиления не требует.

8. РЕКОМЕНДУЕМЫЕ РАСЧЕТНЫЕ СХЕМЫ И МЕТОДИКА РАСЧЕТА НА ПРОЧНОСТЬ СПИРАЛЬНО-НАВИВНОГО СИЛОСА ЧАСТИЧНО УСИЛЕННОГО СТОЙКАМИ

Заполненный силос

8.1. Для повышения прочности или устойчивости стенки силоса на действие горизонтальной и вертикальной нагрузок п. 4 в тех случаях, когда это требуется по результатам расчета заполненного силоса, его стенка в нижней зоне, до требуемой высоты, усиливается стойками, регулярно расположенными по периметру обычно с внутренней стороны, с шагом $\ell_2 \approx 1\text{-}1{,}5$ м (п. 2.6) рис. 20, при этом расчет силоса допускается производить по линейной теории.

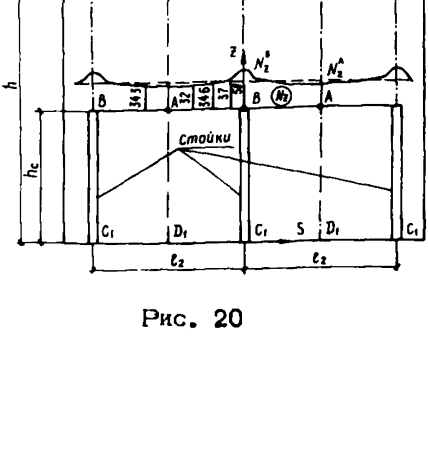


Рис. 20

Высоту стоек рекомендуется делать одинаковой. В качестве стоек для алюминиевых силосов могут применяться тонкостенные стержни в виде штампованных алюминиевых профилей с сечением вида ⌐¬, I, ⌐¬ (18), стр. 163, 164, 167. Крепление алюминиевых профилей со стенками алюминиевых силосов производится с помощью болтовых соединений[x]. Кадмированные болты с подкладными шайбами увеличенного диаметра следует располагать, по возможности, ближе к фальцевому ребру (на месте перехода сечения фальцевого ребра в сечение стенки оболочки), рис.21,б, $c \sim l_0$ Поверх стоек может располагаться специальное кольцо жесткости. В случае отсутствия в проекте такового, высота стоек h_c должна превышать расчетную высоту

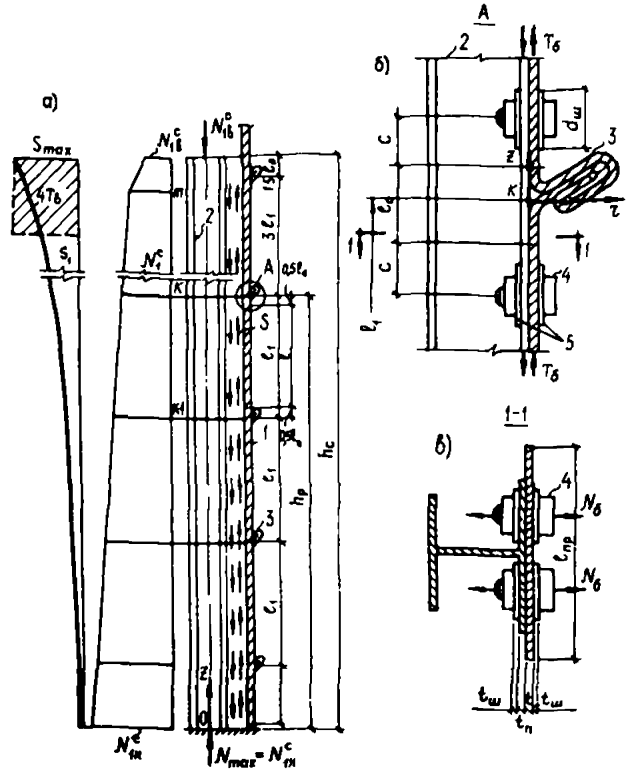


Рис. 21

---

[x] В стальных силосах стойки усиления крепятся с помощью сварки.

усиления стенки h_p, примерно, на высоту трех обечаек $h_c \approx h_p + (3t_1 + 1{,}5t_0)$.

8.2. Расчетная высота h_p определяется двумя факторами: условием обеспечения прочности стенки, при котором интенсивность фибровых напряжений стенки, в том числе с учетом концентрации напряжений над стойками, нигде не должна превышать расчетное сопротивление ($\sigma_i(Z) \leq R_a$); условием обеспечения устойчивости стенки, при котором полное сжимающее усилие в стенке, в том числе с учетом концентрации усилий над стойками, нигде не должно превышать минимального критического усилия ($P \leq P_{кр}$).

8.3. Из-за наличия дискретно-расположенных стоек, несмотря на наличие осесимметрично действующих в заполненном силосе нагрузок, в стенке силоса возникает циклически повторяемое неосесимметричное напряженное состояние. В строгой постановке расчет такой конструкции следовало бы производить с учетом дискретно-расположенных фальцевых ребер и дискретно-расположенных вертикальных стоек тонкостенного сечения, соединенных с оболочкой податливыми связями в виде болтовых соединений. При этом расчет существенно усложняется по сравнению с расчетом системы без стоек. В силу сложности и неразработанности такого расчета, пока предлагаются некоторая приближенная упрощенная расчетная схема и методика расчета.

8.4. Упрощенная схема оболочки силоса со стойками при расчете рассматривается как ортотропная двухслойная, первым слоем которой является стенка оболочки, а вторым – кольцевые (фальцевые) ребра, рассматриваемые по схеме "размазывания" по высоте силоса их жесткостных характеристик на растяжение и изгиб. Податливость стыков фальцевых ребер слоистого сечения не учитывается ($\delta_{jj} = 0$). Расположение вертикальных стоек сохраняется дискретным с целью учета концентрации напряжений в стенке силоса в зоне над стойками. Фрагмент боковой поверхности силоса, подкрепленного стойками, приведен на рис. 20.

8.5. Для расчета стойки, имеющей сечение тонкостенного стержня, заменяются стержнями прямоугольного сечения, эквивалентными по площади и по моменту инерции

$$t_1 b_1 = F_c ; \qquad \frac{b_1 t_1^3}{12} = J_c \qquad \text{или}$$

$$t_1 = \sqrt{\frac{12 J_c}{F_c}} ; \quad b_1 = \frac{F_c}{t_1} , \tag{56}$$

где t_1 и b_1 — приведенные толщины и высота сечения прямоугольной стойки; F_c и J_c — площадь и момент инерции стойки заданного тонкостенного профиля.

Условия закрепления стоек на нижнем торце оболочки в данной задаче те же, что и для стенки.

8.6. Задача расчета решается в геометрически (и физически) линейной постановке, которая пригодна также для расчета конической оболочки покрытия [20]. Решение упругой задачи прочности подкрепленной оболочки силоса строится численным методом прямой минимизации энергии (МПМЭ), развитым в работе [20]. Идея метода состоит в построении исходного квадратичного, по перемещениям энергетического функционала Лагранжа - $\mathcal{L}(\bar{u})$ деформированной оболочки

$$\mathcal{L}(\bar{u}) = \frac{1}{2} (A\bar{u}, u) - (P, \bar{u}) . \tag{57}$$

В (57) первое слагаемое выражает потенциальную энергию внутренних сил, а второе - работу внешних сил. Затем осуществляется дискретизация функционала на некоторой сетке с помощью конечно-разностной аппроксимации производных, входящих в функционал $\mathcal{L}(\bar{u})$, и квадратурной аппроксимации интегралов по сеточной области R_h, занимаемой оболочкой, в результате чего он приводится к виду

$$\mathcal{L}_h(\bar{u}_h) = \frac{1}{2} a_h(\bar{u}_h, \bar{u}_h) - (P_h, \bar{u}_h), \tag{58}$$

h – шаг сетки.

Функционал (58) зависит от конечного числа узловых (сеточных) перемещений $\bar{U}_h$. Окончательно задача расчета прочности подкрепленной оболочки, в указанной постановке, решается поиском минимума функционала $\mathcal{L}_h(U_h)$ в конечномерном пространстве методом сопряженных градиентов [21]. Для получения численных результатов составлена программа PROROK (и программа PROCON для расчета конической оболочки покрытия) на языке ФОРТРАН для ЭВМ типа ЕС. Инструкция к программам изложена в Приложении 6 [6]. Результаты расчета выдаются на распечатке в табличной форме: перемещения в узлах сеточной области, напряжения, усилия и моменты в центре полей сетки, а также продольные перемещения, усилия и моменты в дискретном числе точек вдоль оси подкрепляющих стоек. В стенке силоса над стойками в точках В (рис.20) продольные усилия N_z по сравнению с усилиями в точках А возрастают, что приводит к концентрации напряжений в стенке над стойками.

8.7. Усилие среза в болтовых соединениях, в приближенной постановке, с целью двусторонней оценки предлагается определять по следующим расчетным схемам.

Первая схема расчета исходит из приближенной оценки разности смещений стенки оболочки силоса без стоек и со стойками по линии контакта в местах расположения болтов. При этом допущении усилие в соединении из 4-х болтов (рис. 21,б и в) определится выражением

$$T_b(z_к) = -4G_{61}\left[u_o(z_к, t/2) - u_c(z_к t/2)\right], \quad (59)$$

где $T_b(z_к)$ – усилие в 4-х болтах узлового соединения стенки со стойкой в зоне K -го фальцевого ребра;

$u_c(z_к, t/2)$ – продольное фибровое перемещение в стенке, вычисленное в оболочке со стойками (п. 8.1), в местах расположения болтов в зоне K -го фальцевого ребра;

$U_0\,(Z_к,\ t/2)$ – то же, но вычисленное в оболочке без стоек.

При этом значения $U_0\,(Z_к,\ t/2)$, $U_c\,(Z_к, t/2)$ определяются по программе PROROK (Приложение 6 [6]) как при наличии стоек, так и без них при отсутствии податливости фальцевых ребер. Для уточнения перемещений $U_0\,(Z_к,\ t/2)$ за счет податливости ребер можно использовать приближенную формулу

$$U(Z_к, t/2) \approx U_c(Z_к, t/2)\, t / t_{пр}. \qquad (60)$$

Окончательно, для подсчета усилия $T_б\,(Z)$ следует вместо $U_0\,(Z_к,\ t/2)$ подставить в (59) величину $U\,(Z_к,\ t/2)$, вычисленную согласно (60). Приведенная толщина $t_{пр}$ стенки вычисляется с учетом коэффициента жесткости r_{22} (табл.12) фальцевого стыка при сжатии по формуле

$$t_{пр} \approx \frac{1{,}05}{\left(\frac{1}{t} + \frac{l_0 E}{l_1 r_{22}}\right)}; \qquad l_1 = \frac{l_1}{l}\, l \approx 1{,}05\, l; \qquad (61)$$

$G_{б1}$ – коэффициент жесткости в соединении для одного болта может быть определен аналогично определению жесткости заклепочных соединений стр.13 [22], по формуле

$$G_{б1} = E_б\ \frac{\pi d_б^2}{2(t + t_п)}, \qquad (62)$$

где $E_б$ – условный модуль упругости болтового соединения, подлежащий экспериментальному определению, или принимается из справочной литературы стр.13 [22] $E_б \approx E_з$ = 100–120 МПа (1000–1200 кг/см^2); $(t + t_п)/2$ – расстояние между центрами тяжести сечений соединяемых элементов, где $t_п$ – толщина полки стойки (рис. 21,в); $d_б$ – наружный диаметр стержня болта.

По максимальному значению $T_{b\,max}$ (которое следует ожидать в зоне верха стоек при $Z = h_c$, (рис. 21,а) подбирается диаметр болта d_b по формулам:

а) из условия среза болта

$$d_b \geq \sqrt{\frac{T_{b\,max}}{\pi \cdot R_{bs}}}, \qquad (63)$$

где R_{bs} – расчетное сопротивление срезу для болтов, определяемое согласно [3], на стальные или алюминиевые конструкции, в зависимости от материала болтов;

б) из условия смятия соединяемых стенок

$$d_b \geq \frac{T_{b\,max}}{4\,t_c\,R^a_{cm}}, \quad t_c = t \text{ или } t_n, \qquad (64)$$

где R^a_{cm} – расчетное сопротивление смятию соединительных стенок, определяемое согласно [3].

Диаметр всех остальных болтов принимается по наибольшему значению диаметра, вычисленному по формулам (63) и (64).

Вторая схема расчета болтовых соединений исходит из приближенной оценки усилий, передающихся со стенки на стойку, вычисленных согласно п. 8.6. На рис. 21,а изображена предполагаемая эпюра нормальных усилий N^c в стойке. Верхняя ордината соответствует сосредоточенному усилию, передающемуся на верх стойки от вертикальных нагрузок, действующих в области верхних концов стоек. Увеличение ординат эпюры N^c до величины N^c_{1H} происходит за счет сил взаимодействия S_0 между стенкой силоса и стойкой от действия вертикальных нагрузок в пределах высоты стоек. Приближенно усилия S_0 можно определить согласно выражению

$$S_0 \approx - \frac{N^c_{1B} - N^c_{1H}}{h_c} \approx const. \qquad (65)$$

Усилия $T_{60} = S_0 l_1$ со стенки на стойку передаются через болтовые соединения, которые можно принять одинаковыми для всех узловых соединений. Для определения схемы распределения между болтами сосредоточенного усилия $N^c_{1б}$, используется подход, применяемый в теории составных стержней, при этом предполагается, в запас прочности болтовых соединений, что стенка деформируется, а осевой деформацией стойки можно пренебречь. При указанных предпосылках расчетное дифференциальное уравнение для определения усилий в связях имеет вид

$$E F_{пр}\, u''(z) - G_б\, u(z) = 0, \qquad (66)$$

где $G_б$ – см. формулу (74); $F_{пр} = t_{пр} \cdot l_{пр}$ – см. формулы (61) и (75).

При граничных условиях:

при $z = 0$, $u(0) = 0$; при $z = h_c$,

$$E F_{пр}\, u'(h_c) = -N_1. \qquad (67)$$

Окончательно выражение погонных сдвигающих усилий в связях имеет вид:

$$S_1(z) = G_б\, u(z) = -\frac{G_б N_1}{\lambda E F_{пр} ch(\lambda h_c)} sh\,\lambda z; \qquad (68)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{G_б}{E F_{пр}}}. \qquad (69)$$

Эпюра сдвигающих усилий S_1 в связях изображена на рис. 21,а. Суммарное погонное сдвигающее усилие между стойкой и стенкой (рис. 21,а) равно $S = S_0 + S_1$. Площадь эпюры сдвигающих усилий равна

$$\int_0^{h_c} S_1(z)\,dz = -\int_0^{h_c} \frac{G_б N_1}{\lambda E F_{пр} ch(\lambda h_c)} sh\,\lambda z\,dz = -N\left(1 - \frac{1}{ch(\lambda h_c)}\right). \qquad (70)$$

При этом в стенке силоса, в зоне над стойками действует усилие N_1, а в зоне низа стоек действует усилие $N_1 / ch\ \lambda h_c$, алгебраическая сумма которых равна результирующему сдвигающему усилию (70). Наибольшая величина S_{max} при $z = h_c$ равна

$$S_{max} = - \frac{G_b N_1 sh\ (\lambda h_c)}{\lambda E F_{пр} ch\ (\lambda h_c)} . \qquad (71)$$

Усилие в верхнем болтовом соединении, в запас прочности, можно вычислить по формуле

$$T_{b1} = S_{max} \cdot l_1 . \qquad (72)$$

Полное усилие в болтовом соединении из 4-х болтов равно

$$T_b = T_{b0} + T_{b1} . \qquad (73)$$

Диаметр болтов в соответствии с усилием (73) определяется согласно выражений (63) и (64). Диаметр всех остальных болтов принимается по наибольшему значению диаметра, вычисленному по обеим расчетным схемам (п. 8.7).

В формулах (66)-(71) через G_b обозначена погонная жесткость болтовых соединений, определяемая выражением

$$G_b = \frac{n_b}{l} G_{b1} , \qquad (74)$$

где $n_b = 4$ - число болтов в одном болтовом узле (рис. 21,б и в); G_{b1} - вычисляется согласно (62); $F_{пр} = t_{пр} \cdot l_{пр}$ - приведенная площадь сечения стенки силоса, вводимая в расчет; $t_{пр}$ - приведенная толщина стенки, вычисляемая согласно (61); $l_{пр}$ - услоная ширина стенки, вводимая в расчет

$$l_{пр} \approx \frac{N_1}{p \cdot K_c} = \frac{N_1}{N_z^b} . \qquad (75)$$

$K_c \approx N_{1b}^c / p$ – коэффициент концентрации усилий над стойкой, вычисляемый по методике, изложенной в п. 8.6 (см. рис. 20, 21).

N_{1b}^c – сосредоточенная сила, передаваемая со стенки силоса на стойку (рис. 21,а); p – погонное полное продольное усилие в заполненном силосе без стоек на уровне отметки действия силы.

После выполнения расчета болтовых соединений следует произвести поверочный расчет стенки заполненного силоса в предположении отсутствия стоек, но при этом нижнюю усиленную часть силоса приближенно можно рассчитывать по недеформированной схеме, полагая в уравнениях (41) $P = 0$.

Следует еще раз подчеркнуть, что расчет спирально-навивного алюминиевого силоса, усиленного стойками с болтовыми соединениями, пока изложен в приближенной постановке и нуждается как в дальнейшей разработке расчета на основе более строгой расчетной схемы (п. 8.3), так и в экспериментальной проверке работы такой конструкции, включая и изучение работы болтовых соединений в конструкции силоса из алюминиевого сплава АМг2Н1.

Пустой силос

8.8. После выполнения расчета заполненного силоса, усиленного стойками согласно п.п.8.1–8.7, следует произвести поверочный расчет такого силоса в незаполненном состоянии на действие ветровой нагрузки с учетом собственного веса. Расчет конструкции усиленного силоса в строгой постановке с учетом дискретного расположения стоек и податливости болтовых соединений, при неосесимметричной ветровой нагрузке, еще более сложен, чем заполненного силоса. Поэтому предлагается упрощенная расчетная схема, основанная на ряде допущений.

Часть оболочки в пределах высоты стоек рассматривается как ортотропная, при этом жесткость стоек на сжатие (растяжение) и изгиб – "размазывается"

в окружном направлении, а жесткости фальцевых ребер на растяжение и изгиб "размазывается" по высоте. Эксцентриситет расположения как стоек, так и кольцевых ребер из-за сложности расчета не учитывается. Наличие продольных стоек препятствует податливости сечений фальцевых ребер и в указанной зоне эта податливость не учитывается.

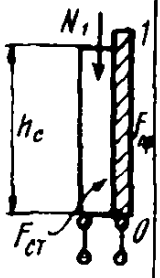
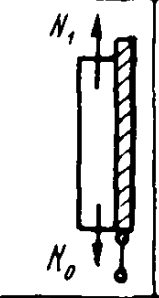
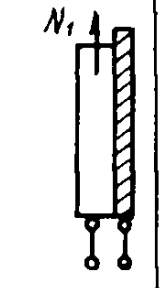
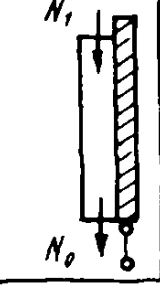
Часть оболочки силоса выше верха стоек рассчитывается подобно расчету силоса без стоек, но при этом коэффициенты податливости сечения фальцевых ребер δ_{ji} принимаются одинаковыми и равными их значению при сжатии. Такое допущение вводится с целью упрощения расчета и основывается на предположении о том, что разница в значениях коэффициентов податливости δ_{ji} в зонах сжатия и растяжения силоса по высоте от ветровой нагрузки, в основном, сказывается за счет деформаций в его нижней зоне, которая в данном случае усилена стойками.

Условия закрепления вертикальных стоек на нижнем торце, в случае их сжатия такие же, как и для заполненного силоса. В случае их растяжения, что имеет место при действии ветровой нагрузки, условия их закрепления в конструктивном отношении могут быть иными.

Таким образом стойка предложенного силоса вместе с подкрепляющими стойками может испытывать растяжение или сжатие, однако расчетным для нижней зоны стен силоса является случай заполненного силоса, когда действуют наименьшие по величине нагрузки, т.е. при расчете нижней части силоса, как ортотропной оболочки, граничные условия по всему контуру нижнего поперечного сечения принимаются одинаковыми, как для заполненного силоса, а корректировка условий закрепления производится при расчете болтовых соединений.

8.9. Расчет силоса в целом выполняется по схеме, изложенной в п. 6.13, с той разницей, что зона обечаек усиленных стойками, "в основной системе" метода

Таблица 16

Условная схема опирания стойки и стенки	$T_{b0}=\frac{h_c}{l_1}$	Граничные условия при определении $T_{b1}^{в}$	$T_{b1}^{в}\times\frac{EF_{пр}\lambda}{G_b l_1}$	Граничные условия при определении $T_{b1}^{н}$	$T_{b1}^{н}\times\frac{EF_{ст}\lambda_1}{G_b\lambda_1}$
	$-(N-N_1)$	$Z=0$ $U=0$ $Z=h_c$ $EF_{пр}U'=-N_1$	$-\frac{sh\lambda h_c}{ch\lambda h_c}N_1$	$Z=0$ $U=0$ $Z=h_c$ $EF_{ст}U'=-N_1$	0
	$N_e=N_1$	$Z=0$ $U=0$ $Z=h_c$ $EF_{пр}U'=N_1$	$\frac{sh\lambda h_c}{ch\lambda h_c}N_1$	$Z=0$ $EF_{ст}U'=-N_0$ $Z=h_c$ $EF_{ст}U'=N_1$	$\frac{N_1+N_0ch\lambda_1 h_c}{sh\lambda_1 h_c}$
	(N_0+N_1)	$Z=0$ $U=0$ $Z=h_c$ $EF_{пр}U'=N_1$	$\frac{sh\lambda h_c}{ch\lambda h_c}N_1$	$Z=0$ $U=0$ $Z=h_c$ $EF_{ст}U'=N_1$	0
	N_0+N_1	$Z=0$ $U=0$ $Z=h_c$ $EF_{пр}U'=-N_1$	$-\frac{sh\lambda h_c}{ch\lambda h_c}N_1$	$Z=0$ $EF_{ст}U'=-N_1$ $Z=h_c$ $EF_{ст}U'=-N_0$	$-\frac{N_0-N_0ch\lambda_1 h_c}{sh\lambda_1 h_c}$

Примечание: 1) Знак "–" означает, что сдвигающие усилия T_b передаются на стойку сверху вниз, знак "+" в обратном направлении;
2) индексы "В" и "Н" обозначают верхнее и нижнее болтовые соединения.

перемещений рассматривается как одна обечайка. Расчет всей системы выполняется по той же программе *ROSST-4* (см.п. 14.5), при этом расчет упрощается за счет допущения, указанного в п. 8.9.

8.10. Усилия среза в болтовых соединениях как и для заполненного силоса предлагается выполнить по двум расчетным схемам, изложенным в п. 8.7, при этом первая схема относится к расчету болтов на уровне стоек, а вторая также и на уровне низа. Учитывая специфику крепления, отмеченную в п. 8,9, в указанную вторую схему расчета вносятся коррективы. Расчетные значения сдвигающих усилий T_{b0} и T_{b1} для различных вариантов напряженного состояния в зоне стойки приведены в табл. 16. Могут возникнуть следующие 4-варианта напряженного состояния: 1) на стойку со стенки передается сжимающее усилие и стойка прижимается к фундаменту; 2) на стойку передается со стенки растягивающее усилие и стойка отрывается от фунда - мента; 3) на стойку передается растягивающее усилие, но внизу она прижимается к фундаменту; 4) на стойку передается усилие сжатия, но стойка отрывается от фундамента. В соответствии с этими 4-мя вариантами в табл. 16 приведены расчетные схемы и выражения сдвигающих усилий $T_{b1}^{в}$ и $T_{b1}^{н}$, возникающие в верхнем и нижнем болтовых соединениях стойки со стенкой. Из этих двух, наибольшее по значению принимается в расчет для всех болтов данной стойки. При определении усилий $T_{b1}^{в}$ в верхнем болтовом соединении условно предполагалось, как при расчете заполненного силоса, что стенки силоса деформируются относительно стойки, при неучете ее осевой деформации, при этом в выражениях табл. 16 $F_{пр} = t_{пр} \cdot l_{пр}$ - приведенная площадь сечения стенки вычисляется согласно (61) и (75) п. 8.7, а λ - согласно (69). При определении усилия $T_{b1}^{н}$ в соединении нижнего конца стойки со стенкой, наоборот, предполагается, что незакрепленная стойка деформируется относительно закрепленной в фундамент стенки, при неучете деформации последней, при этом в выражениях табл.16 $F_{ст}$ - площадь сечения стойки, а $\lambda_1 = \sqrt{C_b / EF_{ст}}$.

9. ПРИМЕР РАСЧЕТА УСИЛЕННОГО СИЛОСА НА ПРОЧНОСТЬ

Заполненный силос (п.п. 8.1–8.7)

9.1. По программе PROBOK (Приложение 6 [6]) рассчитывалась спирально-навивная оболочка силоса емкостью V = 600 т, подкрепленная внутри стойками из двутаврового профиля ПС 25-13 [18] с параметрами (рис. 22), площадь сечения F_c = 11,83 см,

момент инерции относительно центральной оси J_x = 73,047 см^4, расстояние от центра тяжести профиля до поверхности контакта полки с обшивкой (двутавр прикрепляется на болтах наибольшей полкой к обшивке) z_0 = 2,719 см.

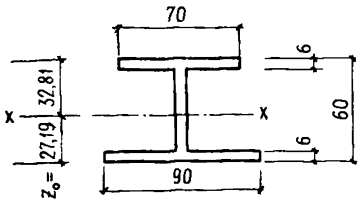


Рис. 22

Материал стенки оболочки сплав АМг2Н1 с модулем упругости E = 7,1·10^4 МПа. Геометрические параметры оболочки силоса: высота h = 8 м, высота цилиндрической части засыпки, равной по объему ее конусной части, $h_к$ = 0,8 м, диаметр d = 10 м, толщина стенки t = 4 мм. Шаг расстановки стоек через 9°, т.е. по окружности расположено 40 стоек с шагом l_2 = 0,785 м (рис. 20) и высотой $h_c \approx 2{,}2$ м.

Согласно п. 8.4 в расчете стойки учитываются дискретно, жесткости кольцевых фальцевых ребер "размазываются" и включаются в кольцевую жесткость ортотропной обшивки

$$B_{пр} = B + EF_p / l_1 \;;$$

$$D_{пр} = D + EJ_p / l_1 \;,$$

где $B = Et\,(1-\nu^2)$ – жесткость на растяжение-сжатие собственно обшивки, F_p – площадь поперечного сечения фальца $F_p = 7{,}35$ см^2; $l_1 = 36{,}5$ см – расстояние между фальцами; $D = Et^3/12\,(1-\nu^2)$ – изгибная жесткость обшивки; момент инерции фальца относительно центральной оси $J_p = 7{,}238$ см^4.

Расчетная нагрузка та же, что и в примере п. 7. При отсутствии стоек на отметке предполагаемого верха стоек при $Z = h_c = 2{,}2$ м сжимающее усилие в стенке $N_z\,(h_c) = -p = -34{,}3$ кН/м.

9.2. Граничные (краевые) условия принимались: на верхнем торце $Z = h_0$ шарнирно подвижное закрепление

$$U \neq 0; \quad v = w = 0,$$

на нижнем торце $Z = 0$ шарнирно неподвижное опирание

$$U = v = w = 0, \quad M_z = 0.$$

Рассчитывался циклически симметричный участок оболочки $A_0 A_1 A_2 B_2 B_1 B_0$ (рис. 20). На прямых $A_0 A_1 A_2$ и $B_0 B_1 B_2$ принимались условия симметрии, т.е.

$$v = 0, \qquad \partial w/\partial S = 0.$$

Для расчета поверхность указанного участка покрывалась последовательностью двух вложенных сеток с размерами по Z и S (по оси и окружности) $R_h = (7\text{x}3)$ и $R_{h/2} = (13\text{x}5)$ сеточных узлов.

Использовалась экстраполяция по вектору перемещений U по формуле (h – сеточный параметр, шаг сетки)

$$\bar{U}_{h/2} = (4\bar{U}_{h/2} - \bar{U}_h)/3,$$

которая позволяет повысить аппроксимационную точность получаемого решения.

Сетки сгущались в кольцевом направлении в области стоек и в осевом-в области нижнего торца с помощью отображающих функций $e^{a_1 z}$ и $e^{a_2 s}$, при этом

параметр сгущения α_1 по Z принимался равным $\alpha_1 = -0{,}3$; по оси S $\alpha_2 = 0{,}8$.

Расчет (поиск минимума функции энергии) велся с помощью итерационного метода сопряженных градиентов (см. Приложение 9 [6]) до получения точности по энергии (на двух соседних итерациях K, $K-1$ сетки)

$$\mathcal{E}_K - \mathcal{E}_{K-1} < 10^{-8},$$

а по норме вектора градиента энергии

$$\| \nabla \mathcal{E}_K \| < 10^{-6}.$$

9.3. В результате расчета оболочки на печать выдавались все компоненты сеточных перемещений, деформаций, усилий, моментов и напряжений в обшивке и стойках.

Целью расчета является прочностный расчет болтовых соединений (прикрепляющих стойку к обшивке) на срез, смятие и продавливание.

Для этого (табл. 17) приведены значения перемещений u_c стойки по ее высоте, осевая сила сжатия N_1^c в стойке, и для расчета болтов на срез значения перемещений u_0 для оболочки без стоек.

Таблица 17

Z, м [x]	u_0, мм	u_c, мм	N_1^c, кН [xx]
2,2	0,84	0,4	13
1,78	0,65	0,3	15,5
1,17	0,45	0,17	19,2
0,58	0,22	0,065	22
0	0	0	25

x) Начало отсчета по оси Z, см. рис. 20.

xx) N_1^c (Z) приводится для центра тяжести сеточного элемента стойки, ограниченного соседними координатами.

В стенке оболочки над стойками возникает концентрация осевых усилий. Эпюра сжимающих усилий в стенке оболочки над стойками изображена на рис.20, максимальное сжимающее усилие получилось равным $N_z \approx -50$ кН/м. На это усилие следует проверить устойчивость стенки обечайки, расположенной над верхом стоек. Пунктирной линией показана эпюра равномерно сжимающих усилий в стенке $N_z = -p = -34{,}3$ кН/м на той же отметке, при отсутствии стоек. Таким образом, коэффициент концентрации усилий получился равным

$$K_c = \frac{50}{34{,}3} = 1{,}46.$$

9.4. Расчет соединений оболочки силоса толщиной $t = 0{,}4$ см со стойками болтами класса 5,8, диаметром $d_b = 0{,}8$ см.

Расчет болтов на срез и смятие согласно первой расчетной схемы п. 8.7.

Согласно табл. 17 перемещения оболочки без стоек на уровне $z = h_c = 220$ см, $U_0 = 0{,}084$ см. Перемещение оболочки со стойками $U_c = 0{,}04$ см. Согласно формулам (59) и (60)

$$U = U_0 \frac{t}{t_{пр}} = 0{,}084 \cdot \frac{0{,}4}{0{,}093} = 0{,}361 \text{ см},$$

$$\sigma_{b_1} \approx 1{,}200 \text{ МПа},$$

$$T_b = -4 \cdot 1{,}206 \cdot (0{,}00361 - 0{,}0004) = -15{,}49 \text{ кН}.$$

а) Проверка на срез (по абсолютным значениям)

$$\frac{T_b}{\pi d_b^2} < R_{bs}; \quad \frac{15{,}49}{3{,}14 \cdot 0{,}008^2} = 77 \text{ МПа} < 200 \text{ МПа}.$$

б) Проверка на смятие

$$\frac{T_b}{4 d_b t} < R_{см}^a; \quad \frac{15{,}49}{4 \cdot 0{,}003 \cdot 0{,}004} = 121 \text{ МПа} < 196 \text{ МПа}.$$

Расчет болтов на срез и смятие согласно второй расчетной схемы п. 8.7.

Согласно табл.17 усилие в низу стойки при $z = 0$, $N^c_{0н} \approx 25$ кН.

Усилие в верху стойки при $z = h_c$, $N^c_{1в} = 13$ кН, $P = 34{,}3$ кН/м.

Приведенная толщина оболочки с учетом податливости стыков определяется согласно формулам (61), (65)–(75)

$$t_{пр} = \frac{1{,}05}{\left(\frac{1}{t} - \frac{l_0 E}{l_1 r_{22}}\right)} = 0{,}093 \text{ см},$$

где $r_{22} = 0{,}2111$;

$$T_{b0} = -\frac{25-13}{2{,}2} \cdot 0{,}365 = -1{,}99 \text{ кН};$$

$$l_{пр} = -\frac{N_1}{p \cdot K_c} \cdot \frac{13}{0{,}343 \cdot 1{,}46} = 25{,}9 \text{ см};$$

$$F_{пр} = t_{пр} \cdot l_{пр} = 2{,}41 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2;$$

$$G_b = \frac{4 G_{b1}}{l_1}; \quad \frac{4 \cdot 1{,}206}{0{,}365} = 13{,}2 \text{ МПа},$$

где $G_{b1} = 120 \cdot 3{,}14 \cdot 0{,}008^2 / 2(0{,}004 + 0{,}0006) =$

$= 1{,}206$ МПа·м;

$$\lambda = \sqrt{\frac{G_b}{E F_{пр}}} = \sqrt{\frac{13{,}2}{7{,}1 \cdot 10^4 \cdot 2{,}41 \cdot 10^{-4}}} = 0{,}87 \frac{1}{\text{м}};$$

$S_{max} = 10{,}3 \frac{\text{кН}}{\text{м}}$ – максимальное сдвигающее усилие;

$$T_{b1} = -0{,}365 \cdot 10{,}3 = -3{,}76 \text{ кН};$$

$$T_b = -(1{,}99 + 3{,}76) = -5{,}76 \text{ кН}.$$

а) Проверка на срез (по абсолютным значениям)

$$\frac{T_b}{\pi \cdot d_b^2} \leqslant R_{bs}; \quad \frac{5,76}{3,14 \cdot 0,008^2} = 28,6 \text{ МПа} < 200 \text{ МПа}.$$

б) Проверка на смятие

$$\frac{T_b}{n_b \, d_b \, t} \leqslant R_{cm}^{a} \quad \frac{5,76}{4 \cdot 0,008 \cdot 0,004} = 44,9 \text{ МПа} < 196 \text{ МПа}.$$

По результатам расчета следует, что принятый диаметр болтов d_b = 0,8 см обеспечивает условия прочности соединений оболочки со стойками по всей высоте.

10. РЕКОМЕНДУЕМЫЕ РАСЧЕТНЫЕ СХЕМЫ И МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОБЕЧАЕК СПИРАЛЬНО-НАВИВНОГО СИЛОСА НА УСТОЙЧИВОСТЬ

Заполненный силос

10.1. Расчетная схема силоса и приведенная ниже методика ее расчета на устойчивость изложены с учетом особенностей напряженно-деформированного состояния, обусловленных конструктивными особенностями, отмеченными в п.п. 6.2-6.4; 6.5.

10.2. Методика расчета предусматривает определение величины продольного критического усилия $P_{кр}$ кН/м (кг/см), при котором стенка между фальцевыми ребрами отдельной (произвольной) обечайки теряет устойчивость от действия осесимметричных - сжимающих нагрузки и внутреннего давления, определяемых согласно п.п. 6.1- 6.2. При такой расчетной схеме за расчетную высоту стенки следует принимать размер l_1 (рис. 1,б).

10.3. Критическую нагрузку и форму потери устойчивости, которая может оказаться неосесимметричной в окружном направлении, следует определять в геометрически нелинейной постановке [14]. Удобно использовать

для расчета уравнения смешанного метода пологой, круговой цилиндрической оболочки [14].

10.4. Докритическое состояние обечаек спирально-навивного силоса следует определять по моментной теории с учетом осесимметричной начальной погиби, с амплитудой $w_{0,max} \leq -1,5t$ (согласно п. 2.5). При определении докритического состояния надо учитывать деформативность ребер на растяжение, а также податливость их сечения как фальцевого соединения.

10.5. Определение докритического напряженного состояния может производиться на основе более строгой расчетной схемы (п. 6.5), а также по методу перемещений [23], но допускается его определять, исходя из упрощенной расчетной схемы (п. 6.5).

10.6. Для обоснования расчетной схемы силоса при расчете на устойчивость, как составной системы из коротких оболочек, соединенных горизонтальными ребрами фальцевого типа, целесообразно (в дополнение к п. 6.8) проанализировать расчетные уравнения устойчивости стенки спирально-навивного силоса в спиральной системе координат S_1 , Z_1 (рис. 13).

При произвольной форме потери устойчивости первоначального состояния оболочки, обладающего спиральной симметрией, уравнения устойчивости смешанного метода будут иметь вид [7, 10]:

$$\frac{D}{\sin^4\omega}\left(\nabla^4 + \nabla_1^4\right) W + p\frac{\partial^2 W}{\partial Z_1^2} - \frac{N_1}{\sin\omega}\cdot\frac{\partial^2 W}{\partial S_1^2} + \\ + \frac{\partial^2 w^*}{\sin^2\omega\,\partial Z_1^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{R\,\partial Z_1^2} = 0 ; \qquad (76)$$

$$-\frac{\partial^2 W}{R\,\partial Z_1^2} - \frac{1}{\sin^2\omega}\cdot\frac{\partial^2 w^*}{\partial Z_1^2}\cdot\frac{\partial^2 W}{\partial S_1^2} + \\ + \frac{B}{\sin^4\omega}\left(\nabla^4 + \nabla_1^4\right)\Phi = 0 , \qquad (77)$$

где $W(S_1, Z_1) = \delta w$, $\Phi(S_1, Z_1) = \delta\varphi$ – соответственно вариация функции прогиба w и функции φ в момент бифуркации (смены первоначальной формы равновесия оболочки);
$w^*(Z_1) = w(Z_1) + w_0(Z_1)$ – полный докритический изгиб оболочки, слагаемый из упругого прогиба $W(Z_1)$ и начального $w_0(Z_1)$; N_S – нормальное докритическое усилие в направлении координаты S_1; функции $W(Z_1)$ и $N(Z_1)$ определяются решением уравнений (37)–(39). Операторы ∇^4 и ∇_1^4 в (76) и (77) определяются выражениями

$$\nabla^4 = \left(\frac{\partial^2}{\partial S_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial Z_1^2}\right)^2;$$

$$\nabla_1^4 = -4\cos\omega\,\frac{\partial^2}{\partial S_1\,\partial Z_1}\left(\frac{\partial^2}{\partial S_1^2} - \cos\omega\,\frac{\partial^2}{\partial S_1\,\partial Z_1} + \frac{\partial^2}{\partial Z_1^2}\right). \qquad (78)$$

Согласно п. 6.8 при значении сетевого угла $\omega \approx 88^\circ$–89°, что имеет место при наклоне витков ленты и ребер данных типов силосов в (76), (77) и (78), можно принять $\sin^n\omega = 1$ ($n = 1, 2, 4$) и $\cos\omega = 0$. При этом исчезает оператор ∇_1^4. В результате расчет оболочки силоса на устойчивость также можно свести к ее расчету в цилиндрических координатах S и Z в предположении, что спиральное ребро заменяется системой горизонтальных ребер.

Функции $W(S, Z)$ и $\Phi(S, Z)$ можно разложить в одинарные тригонометрические ряды по координате $\beta = S/R$

$$W(S, Z) = \sum_n W_n(Z)\cos n\beta;$$
$$\Phi(S, Z) = \sum_n \Phi_n(Z)\cos n\beta. \qquad (79)$$

Подставляя (79) в (76) и (77), с учетом принятых допущений, можно получить для каждого члена ряда n систему двух обыкновенных дифференциальных уравнений.

но с переменными коэффициентами, зависящими от известных функций $w^*(Z)$ и $N_s(Z)$. Функции $W_n(Z)$ и $\Phi_n(Z)$, а также $w^*(Z)$ и $N_s(Z)$ в свою очередь можно разложить в тригонометрические ряды по координате Z, по типу выражений (41), сохраняя одновременно разложение функций и по синусам, и по косинусам, что обеспечивает удовлетворение условий сопряжения стенки обечаек с ребрами. Используя эти ряды и процедуру Галеркина [7], указанные системы обыкновенных дифференциальных уравнений можно свести к единой однородной системе алгебраических уравнений. Из раскрытия и решения определителя этой системы, известными методами [24], определяется искомая величина минимального критического усилия, соответствующего определенной форме потери устойчивости (определенному числу полуволн в окружном направлении и по высоте обечайки).

Изложенная процедура построения определителя для вычисления величины критического усилия может быть получена из рассмотрения некоторого смешанного функционала, построенного путем анализа квадратичной формы, полученной из второй вариации этого функционала, при использовании разложения функций W, Φ, w^* и N_s в тригонометрические ряды. На основании такого подхода были разработаны алгоритм и программа *ROSST-5* расчета устойчивости обечаек спирально-навивных силосов. Инструкция к этой программе изложена в Приложении 7 [6].

Приближенная методика расчета устойчивости с учетом отпорности заполнителя, как упругой среды, показывает, что критическое усилие может возрасти примерно до 30 %.

10.8. Устойчивость заполненного силоса, усиленного стойками, проверяется для обечаек, расположенных выше верха стоек, по методике, изложенной в п.п. 10.1-10.6 и Приложении 7 [6]. При этом для стенки обечаек, непосредственно расположенной над уровнем верха стоек, критическое усилие $\rho_{кр}$ сопоставляется с расчетным вертикальным усилием для этой обечайки, умноженным на коэффициент концентрации усилия над

стойкой, который вычисляется по методике расчета усиленного силоса (п. 8.6) с помощью программы PROROK (см. Приложение 6 [6]).

Пустой силос

10.9. Боковая внешняя расчетная нагрузка $q = W_e$ от воздействия ветра на оболочку пустого силоса подсчитывается согласно п. 5.5 и принимается равномерно распределенной по окружности и высоте оболочки. Полное вертикальное давление p в стенке обечаек от снега на покрытие и собственного веса подсчитывается согласно п. 5.4.

10.10. Проверка устойчивости стенки обечаек силоса выполняется по формуле

$$\frac{q}{q_{кр}} + \frac{p}{p_{кр}} \leqslant 1, \qquad (80)$$

где $p_{кр}$ – определяется по методике, изложенной в п.п. 10.1–10.6, и вычисляется по программе *ROSST-5*;

$q_{кр}$ также определяется по этой же программа.

10.11. Устойчивость пустого силоса, усиленного стойками, проверяется по методике, изложенной в п.п. 10.1–10.9 для обечаек, расположенных над верхом стоек.

11. ПРИМЕРЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА СИЛОСА НА УСТОЙЧИВОСТЬ

Заполненный силос (п.п. 10.1–10.8)

11.1. Требуется рассчитать заполненный силос емкостью $V \approx 600$ т на давление зерна. Габариты и исходные данные те же, что и в примере расчета силоса той же емкостью на прочность (п. 7.1). В частности общее число обечаек равно 22 м. По высоте H_0 силос делится на три равные части, нижняя выполняет-

Таблица 18

№ ребра	ℓ_0, см	$F_{p,2}$ см^2	$J_{p,4}$ см^4	e_0, см	δ_{11} x10^2 (МПа·см^2)$^{-1}$	δ_{12} x10^2 (МПа·см)	δ_{22} x10^2, МПа$^{-1}$
1 ÷ 6	1,924	7,3514	39,9065	2,034	1,4876	1,2539	1,5293
7	1,864	6,2203	31,8140	1,987	2,0747	1,6622	1,9360
8 ÷ 13	1,803	5,0892	24,7045	1,940	3,0630	2,3067	2,5234
14	1,713	4,0991	18,5782	1,893	4,9943	3,4993	3,6822
15 ÷ 21	1,622	3,1089	13,4341	1,845	9,1724	6,1373	5,3389

Таблица 19

Номер обечайки и ребра[x]	Толщина стенки t	Горизонтальная нагрузка q ($кг/см^2$)[xx]	Вертикальное усилие P ($кг/см$)[xx]
0			
22	2	0,04432	4,4766
21	2	0,05780	5,2525
20	2	0,07097	6,2231
19	2	0,08383	7,3835
18	2	0,09639	8,7295
17	2	0,1086	10,2564
16	2	0,1206	11,9606
15	2	0,1323	13,8378
14	3	0,1437	15,8981
13	3	0,1549	18,1233
12	3	0,1658	20,5113
11	3	0,1764	23,0531
10	3	0,1868	25,7496
9	3	0,1970	28,5965
8	3	0,2069	31,5897
7	4	0,2166	34,7405
6	4	0,2260	38,0310
5	4	0,2352	41,4578
4	4	0,2443	45,0179
3	4	0,2530	48,7079
2	4	0,2616	52,5234
1	4	0,2700	56,4658

---

x) Порядок нумерации обечаек принят от низа к верху силоса.

xx) 1 $кг/см^2$ $\approx$ 0,1 МПа; 1 $кг/см$ $\approx$ кН/м.

Таблица 20

№ обечайки	Осесимметричная ф.п.у.[xx]	Неосесимметричная ф.п.у[xx]	ϑ			
			0	-0,5	-1	-1,5
2 ÷ 6	167,92	156,98	–[x]	–	–	–
7	166,85	156,72	–	–	–	–
8	92,76	78,90	61,48	60,18	–	–
9 ÷ 13	91,54	78,26	60,93	59,37	–	–
14	90,24	78,04	60,52	59,08	–	–
15	44,14	32,90	25,58	18,73	17,56	22,05
16 ÷ 21	42,94	32,85	22,14	18,35	17,24	21,85

[x] Прочерк означает, что бифуркации при данном варианте нагружения не происходит и потеря несущей способности оболочки происходит при осесимметричной форме деформирования;

[xx] ф.п.у. – форма потери устойчивости.

ся из алюминиевой ленты толщиной t = 4 мм, средняя-из ленты t = 3 мм и верхняя - из ленты t =2 мм. В местах перехода этих толщин геометрические и жесткостные характеристики фальцевых ребер принимаются средними по величине. Числовые значения высоты сечения фальцевого ребра t_0, площади $2F_p$, момента инерции $2J_{pz}$ и эксцентриситета сечения относительно оси сечения стенки, e_p, а также коэффициенты податливости ребра $-2\delta ji$ (j, i = 1, 2) для всех ребер (K = 1,2, ..., n = 21) приведены в табл. 18, в соответствии с табл. 10-12.

11.2. Расчетными являются горизонтальные и вертикальные нагрузки от давления зерна собственного веса, оболочки и покрытия, термоподвесок и снега на кровлю, определяемые согласно п. 5.1. Для данного силоса, при расчете на устойчивость, соответствующие нагрузки принимаются из табл. 11,б [6] при расчете его как силоса. Выписанные значения нагрузок на уровне каждого ребра приведены в табл. 19, в которой порядок номерации обечаек и ребер принят (вдоль оси Z) в направлении от низа силоса кверху (рис. 4).

11.3. Расчет устойчивости обечаек силоса с учетом начальной осесимметричной погиби выполнен согласно п.п. 10.1-10.7 с помощью программы *ROSST-5*. При этом, в запас устойчивости, критическое усилие определялось для обечаек силоса как бы без учета внутреннего давления зерна при определении докритического напряженно-деформированного состояния. Кроме того, начальная погибь стенки обечаек принималась направленной к центру оболочки. (Известно, что внутреннее давление зерна и наличие начальной погиби, направленной наружу, увеличивает критическую нагрузку оболочки).

11.4. Результаты численного расчета, выполненного на ЭВМ по программе *ROSST-5*, приведены в табл.20. Поскольку расчетные значения полного сжимающего усилия в стенке (табл. 19), для всех обечаек по всей высоте силоса, меньше критического усилия (табл. 20), т.е. $P < P_{кр}$, то необходимость в расчете силоса на

устойчивость с учетом внутреннего давления зерна отпадает и конструкция рассматриваемого силоса удовлетворяет необходимому условию устойчивости.

11.5. В табл. 20 в первом столбце приведены значения критических усилий для всех обечаек при осесимметричной форме потери устойчивости (ф.п.у.). Во втором столбце приведены значения верхнего критического усилия при неосесимметричной форме потери устойчивости, полученные на основе линеаризированной теории в эйлеровой постановке. Остальные столбцы соответствуют значениям критических усилий при неосесимметричной форме потери устойчивости обечаек, полученным на основе геометрически нелинейной теории (п.п. 10.1–10.6) с использованием программы *ROSST-5* (Приложение 7 [6]). Эти значения являются наименьшими из критических усилий, найденных при различном числе полных волн по периметру оболочки.

11.6. Для иллюстрации, на рис.23 приведен график зависимости значений критического усилия $P_{кр}$ от числа полных волн n по периметру сечения 18-й обечайки, при этом начальная погибь принималась нулевой ($\delta = 0$). Наибольшее и наименьшее значения критического усилия, относящиеся, соответственно, к осесимметричной и неосесимметричной (при $n = 57$) формам потери устойчивости обечайки, на рис. 23 заключены в круглые скобки. График на рис. 23 показывает, что минимальное критическое усилие $P_{кр\ min}$ реализуется при весьма большом числе образования полных волн по периметру оболочки. В рассматриваемом примере $n = 57$ и длина волны оказывается равной $2\pi R/n \approx 0{,}55$ м,

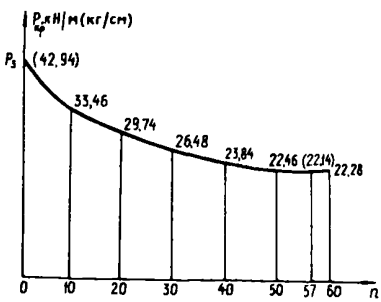


Рис. 23

а полуволны 0,276 м, т.е. меньше высоты сечения стенки обечайки t = 0,345 м. Аналогичная картина имеет место и при начальных погибях, отличных от нуля ($\vartheta \neq 0$).

Пустой силос

11.7. В п.п. 11.1÷11.6 приведен пример и результаты расчета на устойчивость заполненного силоса емкостью V = 600 т. Требуется проверить устойчивость стенки обечаек этого силоса (h_0 = 8,03 м, R = 5 м) для случая, когда он незаполнен зерном. Эта проверка выполняется в соответствии с положениями п.п. 10.9, 10.10 и 10.1÷10.6 настоящих Рекомендаций.

Согласно п.п. 5.4-5.5 и стр. 122-128 и Пособия [5], расчетными нагрузками являются горизонтальное осесимметричное, внешнее давление w_e от ветра, постоянное по высоте силоса и полное вертикальное сжимающее усилие в стенке p от собственного веса и снега на коническое покрытие.

Горизонтальная нагрузка вычисляется по формуле (5.5) $q = w_e = \gamma_{f1} \times w_m^n = \gamma_{f1} w_0 K C \gamma_f =$ $0,5 \cdot 0,38 \cdot 1,05 \cdot 0,7 \cdot 1,3 = 0,181$ кПа,

где w_0 = 0,38 кПа для III ветрового района; C = 0,7 согласно стр. 35 [5] для отдельностоящего силоса; K = 1 стр. 12 [5].

Вертикальное давление p определяется выражением

$$p = \bar{g}_0 + g_1 + S ,$$

где согласно п.п. 5.1 и 4.8, $\bar{g}_0 = \gamma_f h_0 g_0^n = 1,05 \cdot 8,03 \cdot 15,5 \cdot 10^{-4} = 130 \cdot 10^{-4}$ кН/см, при этом $g_0^n \approx 15,5 \cdot 10^{-4}$ согласно табл. 5 Рекомендаций при толщине t = 0,4 см, $g_1 = \gamma_f \cdot g_1^n = 1,05 \cdot 3,8 \cdot 10^{-3} = 40 \cdot 10^{-4}$ кН/см, при этом $g_1^n = 3,8 \cdot 10^{-3}$ согласно п.4.9 Рекомендаций.

Согласно п.п. 5.15, 4.10 и табл.7, при R = 5 м,

$S = \gamma_f \cdot \psi_2 \cdot p_0^n = 1{,}6 \cdot 0{,}6 \cdot 10 \cdot 10^{-3} = 96 \cdot 10^{-4}$ кН/см;

$P = (130+40+96) \cdot 10^{-4} = 266 \cdot 10^{-4}$ кН/см $= 2{,}7 \cdot 10^{-2}$.

11.8. Согласно п.п. 10.9, 10.10 по программе *ROSST-5* (см. Приложение 7 [6]) были определены области устойчивого равновесия для обечаек силоса емкостью V =600 и при h_0 = 8,03 м, для двух толщин стенки t =0,2 см и t = 0,3 см, при этом начальная погибь принималась нулевой ϑ = 0. Соответствующие кривые, описывающие область устойчивого равновесия стенки обечаек силоса, приведены на рис.24,а для толщины стенки t = 0,2 см и на рис. 24,б при t = 0,3 см. Для толщины t =0,4 см критические значения $q_{кр}$ и $p_{кр}$ существенно увеличиваются. Штрихпунктирной линией на рис.24 изображены прямые, приближенно ограничивающие область устойчивого равновесия, удовлетворяющие упрощенному выражению (80).

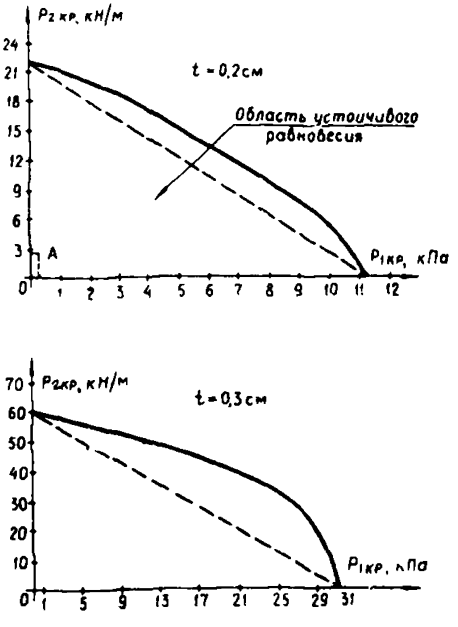


Рис. 24

Полученные значения q = 0,181 кПа и p = 2,7 кН/м намного ниже критических значений даже для обечайки толщиной t = 0,2 см, что изображено на рис. 24,а точкой А. Если оценить этот запас формулой (30), то получается следующее выражение

$$\frac{q}{q_{кр}} + \frac{p}{p_{кр}} = \frac{0,181}{11,2} + \frac{2,7}{21,3} = 0,085+0,127=0,21 < 1.$$

Такой большой запас можно объяснить наличием у оболочки силоса большого числа часто расположенных кольцевых ребер. Для гладкого металлического силоса без ребер, как это следует из примера расчета, изложенного в [5], стр. 126–128, такой запас по устойчивости резко снижается, приближаясь в соответствии с формулой (80) к единице.

12. РЕКОМЕНДУЕМЫЕ РАСЧЕТНЫЕ СХЕМЫ И МЕТОДИКА РАСЧЕТА НДС СИЛОСА В ЗОНЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО (ДВЕРНОГО) ПРОЕМА

12.1. Конструкция силоса должна иметь технологический дверной проем, представляющий собой прямоугольный вырез в стенке цилиндрической оболочки, усиленный по контуру подкрепляющим тонкостенным замкнутым стержнем, а также достаточно широким подкладным упругим кольцом, повторяющим форму выреза (рис. 25).

При загрузке зерном силоса с вырезами возникает концентрация напряжений, которая может оказать неблагоприятное воздействие на прочность или устойчивость стенки силоса вблизи отверстия.

Для определения НДС в этих зонах используется метод Колосова–Мусхелишвили. Одновременно решаются две крайние задачи: первая задача о плоском напряженном состоянии, когда отсутствует контурное усиление, и вторая задача о плоской деформации, когда контур подкреплен абсолютно жестким недеформируемым кольцом. В обоих случаях для оценки НДС около заранее заданного криволинейного контура прямоугольной формы необходимо знать функцию $\omega \quad (\sigma)$, осуществляющую конформное отображение внешности единичного круга на внешность прямоугольника с закругленными углами при заданных размерах сторон $H \times h$ и при их отношении $\lambda = H / h$ (рис. 26). Там же дается принятая си-

стема координат ХОУ. Реальный криволинейный контур прямоугольника достаточно близко может быть описан с помощью функции $\omega(\sigma)$, содержащей ряд Лорана с конечным числом членов n

$$\omega(\sigma) = R\,\omega_0(\sigma) = R\left(\sigma + \sum_{k=1}^{n} C_k / \sigma^k\right), \qquad (81)$$

$$(k = 1, 3, 5, 7, \ldots, n).$$

Здесь C_k – коэффициент ряда;

$\sigma = e^{\theta i} = \cos\theta + i\sin\theta$ – комплексная переменная;

i – мнимая единица;

θ – угол поворота радиуса-вектора единичного круга (рис. 26).

Любое фиксированное значение угла θ соответствует на прямоугольном контуре точке $Z = X + iy$ (см. п. 13.1)

$R = R_1 e^{i\alpha} = R_1(\cos\alpha + i\sin\alpha)$,

где R_1 и α – постоянные контура.

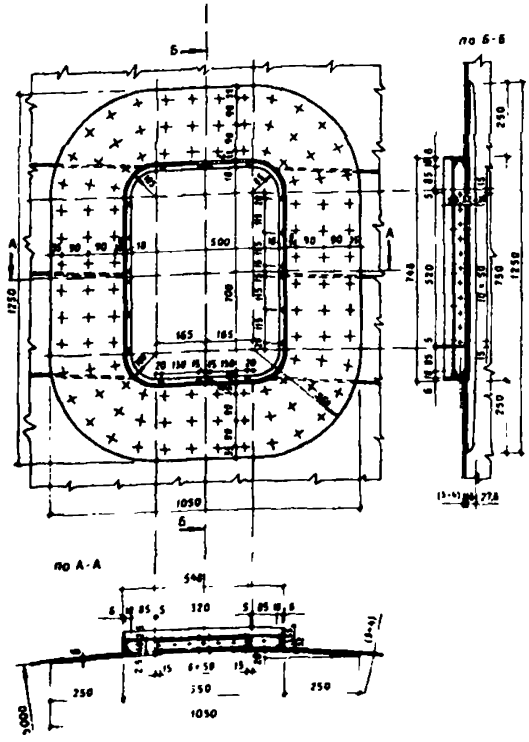


Рис. 25

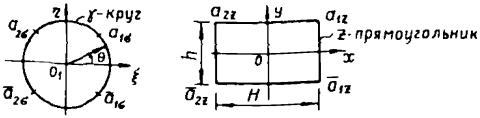


Рис. 26

Такое представление отображающей функции $\omega(\sigma)$ позволяет рассматривать в дальнейшем напряженное состояние области с отверстием, повернутым относительно выбранной системы координат на угол α, т.е. следует принимать: угол $\alpha = 0$ при растяжении конструкции вдоль оси x и $\alpha = \pi/2$ при растяжении вдоль оси y.

При построении $\omega(\sigma)$ используются следующие соотношения:

$$\tilde{H} = Re\ \omega_0(1) = 1 + C_1 + C_3 + C_5 + C_7 + \dots;$$

$$\tilde{h} = \mathcal{J}m\ \omega_0(i)\ \ 1 - C_1 + C_3 - C_5 + C_7 - \dots;$$

$$\lambda = \frac{H}{h} = \frac{\tilde{H}}{\tilde{h}} = \frac{1 + C_1 + C_3 + C_5 + C_7 + \dots}{1 - C_1 + C_3 - C_5 + C_7 - \dots}; \qquad (82)$$

$$(\lambda - 1)(1 + C_3 + C_7 + \dots) -$$

$$-(\lambda - 1)(C_1 + C_5 + \dots) = 0,$$

а также $H = 2R_1\tilde{H}$; $h = 2R_1\tilde{h}$;

$$C_1 + C_5 + \dots = \frac{\tilde{H} - \tilde{h}}{2}; \qquad C_3 + C_7 + \dots = \frac{H + h}{2} - 1.$$

Для контура с достаточно закругленными углами приближенно можно принять $R_1 \approx 1{,}07\,\frac{H+h}{4}$, а C_k ограничить четырьмя членами ($K = 1, 3 \dots, n \approx 7$).

Чем больше n в формуле (81), тем больше будут кривизны в угловых точках прямоугольника. Если отношение сторон λ заранее задано, а радиус за-

кругления в угловых точках контура достаточно велик, то весь контур прямоугольника может быть вычерчен, а кривая (81) при малом числе членов ряда может быть достаточно точно подобрана с помощью формул (82). Задача о напряженном состоянии в зоне контура отверстия сводится к определению комплексных потенциалов из граничных условий на контуре, записанных в [25]. Граничное условие на контуре [25] в общем виде для обеих основных задач плоского напряженного состояния может быть представлено так:

$$\varkappa\varphi(\sigma) - \frac{\omega(\sigma)}{\bar{\omega}'(\sigma)}\varphi(\sigma) - \bar{\psi}(\sigma) = 0 \ . \qquad (83)$$

Если перемещения на контуре равны нулю, то потенциалы $\varphi(\sigma)$ и $\psi(\sigma)$ определяются из (83) при

$$\varkappa = \frac{3-\nu}{1+\nu} \ ,$$

где ν – коэффициент Пуассона.

Таким образом, рассматривается задача плоской деформации. Если же усилия на контуре равны нулю, то в (83) $\varkappa = -1$ и задача будет относиться к плоскому напряженному состоянию, когда по контуру нет подкрепления. Окончательно система разрешающих алгебраических уравнений представляется в следующем виде:

$$\varkappa\left(a_j - \sum_{k=1}^{n} k\bar{C}_k a_j + k + 1\right) + \qquad (84)$$
$$+ \sum_{k=3}^{n} (k-j-1) C_k \cdot \bar{a}_{k-j-1} = A_{ji} \ [26] \ ,$$

где $A_1 = \frac{p}{4} C_1 + \frac{p}{2} e^{2i\alpha}$ при $j = 1$;

$$A_j = \frac{p}{4} C_j \quad \text{при} \quad j = 2,3,4,5,\ldots, n \ .$$

Если с помощью системы (84) определить коэффициенты $a_к$ при растяжении области оболочки равномерными усилиями P, действующими под углом $\alpha = 0$ или $\alpha = \pi/2$ к оси симметрии прямоугольного отверстия x, то функцию $\varphi(\sigma)$ можно представить в общем виде как

$$\varphi(\sigma) = \frac{PR}{4}\left(\sigma + \sum_{k=1}^{n} \frac{a_k}{\sigma_k}\right), \qquad (85)$$

к = 1, 3, ... , $n = 7$.

В этом случае система (84) может быть представлена в виде матрицы табл. 21.

Таблица 21

j	a_1	a_3	a_5	a_7	A_j
1	$C_3 + \varkappa$	$3C_5 - \varkappa C_1$	$5C_7 - 3\varkappa C_3$	$-5\varkappa C_5$	$P/4(C_1 \mp 2)$
2	C_5	$3C_7 + \varkappa$	$-\varkappa C_1$	$-3\varkappa C_3$	$P/4 \cdot C_3$
5	C_7	0	$\varkappa$	$-\varkappa C_1$	$P/4 \cdot C_5$
7	0	0	0	$\varkappa$	$P/4 \cdot C_7$

x) Знак + относится к растяжению вдоль оси y, знак − относится к растяжению вдоль оси x.

Используя функцию $\varphi(\sigma)$, согласно нижеприведенной ф-ле (90), можно определить в соответствии с [27] функцию $\psi(\sigma)$ по формуле

$$\psi(\sigma) = -\frac{\bar{\omega}(1/\sigma)}{\omega'(\sigma)}\varphi'(\sigma) + \varkappa\bar{\varphi}(1/\sigma). \qquad (86)$$

Зная функции $\varphi(\sigma)$ и $\psi(\sigma)$, можно найти усилия в любой точке оболочки

$$N_x + N_y = 4R_e\frac{\varphi'(\sigma)}{\omega'(\sigma)}; \qquad (87)$$

$$N_y - N_x + 2i N_{xy} = 2\left\{\bar{\omega}(\sigma)\left[\frac{\varphi'(\sigma)}{\omega'(\sigma)}\right]' + \psi'(\sigma)\right\}\frac{1}{\omega'(\sigma)} .$$

Наибольший интерес представляют экстремальные усилия N_θ, действующие на площадках нормальных к контуру отверстия, т.е. усилия, обтекающие отверстия.

Если контур свободен от внешних усилий, когда $N_r = N_{\theta r} = 0$, то

$$N_\theta = 4R_e \frac{\varphi'(\sigma)}{\omega'(\sigma)} . \qquad (88)$$

Если же контур отверстия подкреплен абсолютно жестким кольцом, то в точках контура

$$N_r = \frac{4}{1+\nu} R_e \frac{\varphi'(\sigma)}{\omega'(\sigma)} ;$$

$$N_{\theta r} = \frac{4}{1+\nu} Im \frac{\varphi'(\sigma)}{\omega'(\sigma)} ; \quad N_\theta = \nu N_r , \qquad (89)$$

где

$$\varphi'(\sigma) = \frac{pR}{4}\left(1 - \sum_{k=1}^{n} \frac{k \cdot a_k}{\sigma^{k+1}}\right);$$

$$\omega'(\sigma) = R\left(1 - \sum_{k=1}^{n} \frac{k \cdot c_k}{\sigma^{k+1}}\right) . \qquad (90)$$

Таким образом, аналитически рассмотрены две крайние задачи. В большинстве же из рассматриваемых промежуточных упругих задач эффективные решения могут иметь место только при использовании ЭВМ. В этом случае данная аналитическая методика может служить контролем для методик, результаты которых могут быть получены с привлечением численных методов на ЭВМ, приведенных в п. 12.2.

12.2. По технологическим требованиям в нижней зоне стенки силоса располагается прямоугольный вырез (дверной проем) размером 2ах2в (рис. 27).

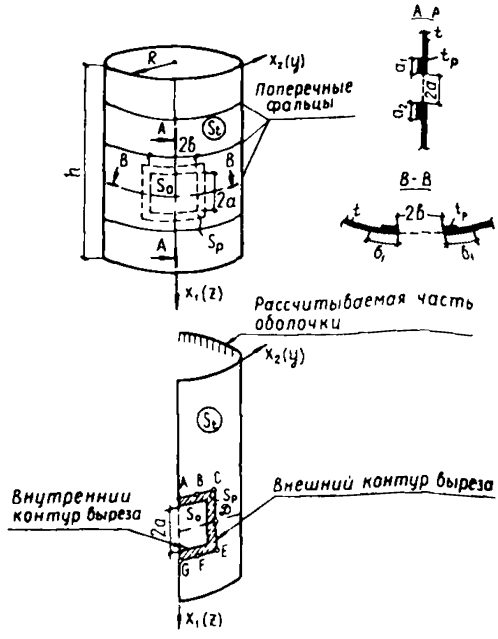


Рис. 27

В условиях двухосного напряженного состояния – растяжения в кольцевом направлении и сжатия в осевом – поток напряжений в оболочке концентрируется на внешнем контуре АВСДЕFG , окаймляющем вырез.

Для снижения концентрации напряжений контур выреза подкрепляется подкладкой – окаймлением толщиной t_p , в углах выреза делаются закругления.

Прочностной расчет оболочки с подкрепленным вырезом состоит в получении усилий и напряжений в наиболее опасных сечениях, расположенных по внешнему контуру выреза.

Задача расчета оболочек с подкрепленным вырезом представляет значительные математические трудности. В п.12.1 предложен приближенный подход для решения этой задачи, в котором расчет оболочки сводится к расчету соответствующей пластины с вырезом.

Полученные в рамках этого подхода напряжения дают нижнюю и верхнюю оценки напряжений, возникающих в оболочке с вырезом.

В данном пункте предлагается расчетная схема геометрически и физически линейной (упругой) ортотропной цилиндрической оболочки с прямоугольным вырезом, подкрепленным подкладным кольцом. Скругления в углах не учитываются, что идет в запас прочности. Для рассматриваемых спирально-навивных силосов поперечные фальцы рассматриваются как кольцевые ребра прямоугольного сечения. Их жесткости "размазываются" и включаются в жесткости B_{22} и D_{22} обшивки в кольцевом направлении. Таким образом, коэффициенты ортотропии имеют следующий вид.

В осевом направлении:

$$B_{11}=B=Et/(1-\nu^2); \quad B_{12}=B/(1-\nu)/2;$$

$$D_{11}=D=Et^3/12(1-\nu^2);$$

$$D_{12}=D\frac{1-\nu}{2}.$$

В кольцевом направлении:

$$B_{22}=B+\frac{E_2\cdot F_2}{l_2}, \qquad (E_2=E);$$

$$D_{22}=D+\frac{E_2\cdot J_2}{l_2},$$

где F_2, J_2 - соответственно эквивалентная площадь поперечного прямоугольного сечения фальца, момент инерции сечения фальца относительно срединной поверхности обшивки.

Считается, что силос находится под действием осесимметричных расчетных нагрузок. Описание нагрузок и их значения приведены в п. 5.

Для расчета оболочки силоса с вырезом используются, изложенные в Приложении 6 [6] программа

ROBSON и алгоритм метода прямой минимизации энергии деформирования оболочки. Алгоритм реализует расчетную схему силоса как ортотропной оболочки, толщина которой t (м) (м – точка поверхности оболочки) изменяется следующим образом:

$$t(M)\begin{cases} t, & M \in S_t; \\ \varepsilon t, & M \in S_\varepsilon; \\ t_p & M \in S_p, \end{cases} \qquad (91)$$

где S_t, S_0, S_p – области оболочки соответственно вне выреза, в вырезе, в окаймлении (рис. 28);

ε – малый параметр ($\varepsilon \geq 0$), имеющий величину порядка $\varepsilon \leq 10^{-2} \div 10^{-4}$.

Для ε, равного нулю, статические краевые условия на свободных краях выреза, в силу принятого нами вариационного подхода для решения задачи, будут выполнены автоматически. Кинематические ограничения, входящие в выражения для вторых производных от w, на контуре выреза учитываются условиями антисимметрии

$$\omega_{\kappa+1} = -\omega_{\kappa-1}, \qquad (92)$$

что позволяет исключить узловые перемещения $\omega_{\kappa+1} \in S_0$. Перемещения u_κ на контуре выреза являются свободными, т.е. варьируемыми $\bar{U}_\kappa = (u_\kappa, v_\kappa, w_\kappa)$.

Для $\varepsilon > 0$ оболочка сплошная, имеет кусочно-постоянную толщину, определяемую (91), при этом отпадает необходимость в учете краевых условий (92) на контуре выреза. В программе *ROBSON* (Приложение 6 [6]) реализованы оба подхода – $\varepsilon = 0$ и $\varepsilon > 0$.

На торцах оболочки приняты следующие условия:

– верхний торец оперт шарнирно подвижно в осевом направлении

$$(u \neq 0, \quad v = w = 0, \quad w' \neq 0);$$

– нижний торец имеет шарнирно неподвижное опирание

$$U = V = W = 0 .$$

Сетки дискретизации оказывают влияние на точность получаемых результатов и их подбор осуществляется в результате численных экспериментов.

В нашем случае выбраны сетки, имеющие сгущение в области выреза, позволяющие передать большие градиенты напряжений. В программе *ROBSON* для этой цели предусмотрена автоматическая процедура разбиения области, занятой всей оболочкой, включая вырез, на подобласти, с регулируемой степенью сгущения узлов сетки в области окаймления. В программе в качестве исходных данных назначаются границы областей X_{1i} и X_{2j} с различным разбиением – соответственно вдоль осей координаты X_1 и кольцевой X_2. На каждой из подобластей назначается необходимое число узлов M_i, N_j, а также задаются параметры сгущения сетки: на i участке a_i, на j участке b_j.

На основе этих данных *ROBSON* формирует в ЭВМ квазиравномерные сетки с помощью заложенных в программе функций типа e^{ax}, отображающих равномерное разбиение области на квазиравномерное со степенью сгущения a.

В результате расчета на печать выдаются перемещения в узлах сетки, а также все компоненты деформаций, усилий, моментов и напряжений в центрах тяжести прямоугольных сеточных элементов S_{ij}.

Для оболочки силоса с вырезом наибольший интерес представляет распределение кольцевых усилий N_{22}, осевых усилий N_{11} и интенсивности напряжений σ_i на внешнем контуре выреза, где усилия и напряжения достигают наибольших значений.

При поверочном расчете оболочки с вырезом должно соблюдаться условие прочности

$$\sigma_i \leq [R] . \qquad (93)$$

Пример расчета силоса емкостью 600 т с подкрепленным прямоугольным вырезом приводится в п.13.4.

13. ПРИМЕРЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА НДС СИЛОСА В ЗОНЕ ПРОЕМА

13.1. Примеры построения отображающих функций

Так для прямоугольника со сторонами $H \times h$ = 170x100 см при отношении $\lambda = H/h = 1{,}7$ подобраны три отображающие криволинейные функции $\omega(\delta)$ (табл. 22).

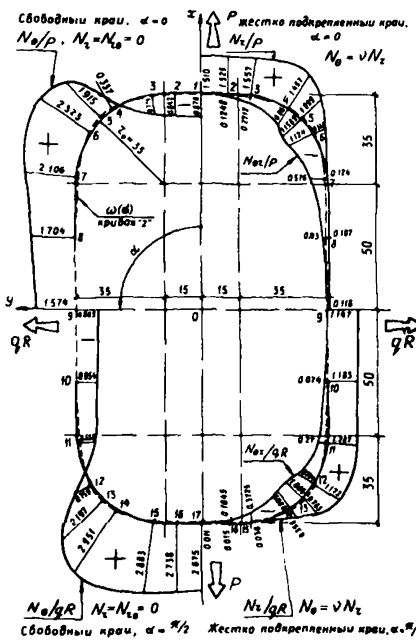


Рис. 28

Кривая 1 имеет форму эллипса и описывается с помощью одного члена ряда Лорана. Для трансформированного прямоугольника (рис. 28) с радиусом закругления в углах r_0 = 35 см является достаточным в формуле (86) наличие только двух членов ряда Лорана C_1 и C_3 (кривая 2). В третьем случае этот же прямоугольник, но имеющий радиус закругления в углах r_0 = 7 см, описывается с помощью четырех членов a_1, a_3, a_5 и a_7 (кривая 3).

Для внешнего контура подкрепления отверстия (рис. 25), когда H x h = 125x105 см при r_0 =36 см и λ = 1,19 подобрана кривая 4, имеющая три члена ряда (табл. 22). Для квадратного контура H x h =

Таблица 22

Кривая 1 – эллипс	Нх =170х100 см
$\omega(\delta) = [\delta + 0,(259 \cdot \delta^{-1}]$;	$\lambda = \tilde{H}/\tilde{h} = 1,7$

$\tilde{H} = 1+C_1 = 1+0(259) = 1,(259)$;

$\tilde{h} = 1-0,(259) = 0,(740)$;

$R_1 = 67,5$ см ;

$$C_1 = -\frac{1-\lambda}{1+\lambda}$$

θ	$\tilde{x}$	$\tilde{y}$	x, см	y, см
0°	2,2592	0	85,0	0
15°	1,2163	0,1917	82,101	12,94
30°	1,0905	0,4457	73,61	25,0
37°	1,0056	0,5237	67,881	30,09
45°	0,8904	0,6415	60,103	35,355
60°	0,6296	0,7155	40,50	43,3
75°	0,3258	0,7155	22,0	48,295
90°	0	0,7407	0	50,0

Кривая 2 – заданный прямоугольник с закругленными углами $r_0 = 35$ см

$H \times h = 170 \times 100$ см

$\omega(\sigma) = R\left[\sigma + 0{,}236\sigma^{-1} - 0{,}0897\sigma^{-3}\right]$;

$\lambda = \tilde{H}/\tilde{h} = 1{,}6999$

$\tilde{H} = 1 + C_1 + C_3 = 1 + 0{,}236 - 0{,}0897 = 1{,}1463$;

$\tilde{h} = 1 - C_1 + C_3 = 1 - 0{,}236 - 0{,}0897 = 0{,}6743$;

$R_1 = 74{,}151$ см

θ	$\tilde{x}$	$\tilde{y}$	x, см	y, см
0°	1,1463	0	85,0	0
8°	1,1420	0,1421	84,685	10,591
15°	1,1304	0,2611	83,822	19,364
30°	1,0704	0,4717	79,369	34,977
37°	1,0215	0,5435	75,745	40,302
45°	0,9370	0,6036	69,509	44,761
60°	0,7077	0,6616	52,476	49,06
75°	0,3833	0,6745	28,422	50,016
90°	0	0,6743	0	50,0

Продолжение табл. 22

Кривая 3 – прямоугольник с закругленными углами $r_0 = 7$ см	$H \times h = 170 \times 100$ см

$\omega(\sigma)$ $R\,[\,\sigma + 0{,}24\,\sigma^{-1} - 0{,}15656\,\sigma^{-3} - 0{,}023\,\sigma^{-5} + 0{,}037\,\sigma^{-7}\,]$;

$\lambda = \tilde{H}/\tilde{h} = 1{,}689$

$H = 1 + C_1 + C_3 + C_5 + C_7 = 1 + 0{,}24 - 0{,}15656 - 0{,}023 + 0{,}0037 = 1{,}06414$;

$\tilde{h} = 1 - C_1 + C_3 - C_5 + C_7 = 1 - 0{,}24 - 0{,}15656 + 0{,}023 + 0{,}0037 = 0{,}63014$;

$R_1 = 79{,}347$ см

θ	$\tilde{x}$	$\tilde{y}$	x, см	y, см
0°	1,0641	0	84,44	0
8°	1,0694	0,1812	84,854	14,376
15°	1,0798	0,3260	85,68	25,87
30°	1,0905	0,5499	86,53	43,63
35°	1,0776	0,5885	85,51	46,70
39°	1,0571	0,6155	83,8775	48,839
40°	1,0504	0,61988	83,34	49,186
45°	1,00638	0,6344	79,85	50,34
60°	0,7669	0,6350	60,85	50,39
75°	0,4058	0,6284	32,20	49,86
90°	0	0,6301	0	50,0

Кривая 4 – заданный прямоугольник с закругленными углами

Нх h =125х х105 см

r_0 = 36 см

$\omega(\sigma)=R\left[\sigma+0{,}0775\,\sigma^{-1}-0{,}0654206\,\sigma^{-3}+0{,}0037678\,\sigma^{-5}\right]$;

$\lambda = \tilde{H}/\tilde{h}$ = 1,(190476)

$\tilde{H} = 1+C_1+C_3+C_5 = 1+0{,}0775-0{,}0654208+0{,}0037878 = 1{,}0157472$ (рис. 25);

$\tilde{h} = 1-0{,}0775-0{,}0654206-0{,}0037678 = 0{,}8533116$;

R_1 = 61,525 см

θ	$\tilde{x}$	$\tilde{y}$	x, см	y, см
0°	1,01584	0	62,5	0
8°	1,01013	0,1525	62,15	9,39
15°	0,9955	0,2813	61,25	17,31
22°	0,9711	0,4088	59,75	25,15
30°	0,9298	0,5247	57,21	32,29
37°	0,8802	0,6165	54,15	37,93
45°	0,8055	0,7012	49,56	43,14
50°	0,7479	0,7429	46,02	45,71
60°	0,6022	0,8021	37,05	49,35
68°	0,4668	0,8300	28,73	51,06
75°	0,3287	0,8438	20,23	51,92
82°	0,1788	0,8508	11,01	52,35
90°	0	0,8533	0	52,5

Кривая 5 – квадрат с закругленными углами $r_0 = 5$ см

$H_x \; h$ =70x70 см

$\lambda = \tilde{H}/\tilde{h} = 1$

$$\omega(\sigma) = R\,[\sigma - 0{,}16667\sigma^{-3} + 0{,}00846\sigma^{-7}];$$

$$\tilde{H} = 1 + C_1 + C_3 + C_5 + C_7 = 1 + 0 - 0{,}16667 + 0 + 0{,}00846 = 0{,}8418;$$

$$\tilde{h} = 1 - C_1 + C_3 - C_5 + C_7 = 1 - 0 - 0{,}16667 + 0 + 0{,}00846 = 0{,}8418;$$

$R_1 = 41{,}577$ см

θ	$\tilde{x}$	$\tilde{y}$	x, см	y, см
0°	0,8418	0	35,0	0
15°	0,8459	0,3685	35,17	15,321
30°	0,8587	0,6709	35,70	27,894
45°	0,8309	0,8309	34,55	34,55
60°	0,6709	0,8587	27,894	35,70
75°	0,3685	0,8459	15,321	35,17
90°	0	0,8418	0	35,0

=70x70 см $\lambda = 1$, $r_0 = 5$ см подобрана кривая 5, описанная с помощью двух членов ряда C_3 и C_7, когда $C_1 = C_5 = 0$ (табл. 22).

13.2. Построение коэффициентов концентрации усилий на контуре.

В качестве примера рассмотрен контур кривой 2 (табл. 22, рис. 28), для которого с помощью матрицы (табл. 21) определены коэффициенты a_1 и a_5 для построения функции $\varphi(\sigma)$ (85):

при растяжении вдоль оси x $(\alpha = 0)$

$$a_1 = \frac{\rho}{4} \cdot \frac{C_1 + C_1 C_3 - 2}{\varkappa + C_3}; \qquad a_3 = \frac{\rho}{4} \cdot \frac{C_3}{\varkappa};$$

при растяжении вдоль оси y $(\alpha = \pi/2)$

$$a_1 = \frac{\rho}{4} \cdot \frac{C_1 + C_1 C_3 + 2}{\varkappa + C_3}; \qquad a_3 = \frac{\rho}{4} \cdot \frac{C_3}{\varkappa}.$$

Кроме этого, получены упрощенные формулы для подсчета коэффициентов концентрации усилий:

на свободном краю

$$\frac{N_\theta}{\rho} = Re\, \frac{\sigma - a_1 \sigma^{-1} - 3 a_3 \sigma^{-3}}{\sigma - C_1 \sigma^{-1} - 3 C_3 \sigma^{-3}};$$

на жестко подкрепленном краю

$$\frac{N_r}{\rho} = \frac{1}{1+\nu} Re\, \frac{\sigma - a_1 \sigma^{-1} - 3 a_3 \sigma^{-3}}{\sigma - C_1 \sigma^{-1} - 3 C_3 \sigma^{-3}};$$

$$\frac{N_{\theta r}}{\rho} = \frac{1}{1+\nu} Im\, \frac{\sigma - a_1 \sigma^{-1} - 3 a_3 \sigma^{-3}}{\sigma - C_1 \sigma^{-1} - 3 C_3 \sigma^{-3}}$$

На основании этих формул выполнены подсчеты значений коэффициентов концентрации усилий N_θ, N_r и $N_{\theta r}$ (табл. 23), представленные также в виде эпюр на рис. 28.

Таблица 23

№ № точек контура	Свободный край		Жестко подкрепленный край			
	N_θ/p	N_θ/qR	N_r/p	N_r/qp	$N_{\theta r}/p$ *)	$N_{\theta r}/qp$ *
1,17	-0,878	+2,675	+1,510	+0,011	0	0
2,16	-0,842	+2,738	+1,525	+0,015	∓0,1248	±0,1845
3,15	-0,724	+2,883	+1,557	+0,036	∓0,2712	±0,3725
4,14	+0,337	+2,851	+1,457	+0,355	∓0,860	±0,8915
5,13	+1,915	+2,197	+1,099	+0,763	∓1,1589	±1,006
6,12	+2,323	+0,759	+0,553	+1,172	∓1,124	±0,794
7,11	+2,106	-0,625	+0,124	+1,287	∓0,576	±0,2700
8,10	+1,704	-0,854	+0,107	+1,183	∓0,03	±0,074
9	+1,574	-0,865	+0,118	+1,147	0	0

x) Нижние знаки коэффициентов относятся ко второй колонке номеров точек контура.

13.3. НДС силоса в зоне проема на контуре кривой 2 .

В табл. 24 приведены окончательные значения усилий N_θ , N_r и $N_{\theta r}$ и их интенсивности N_i на контуре кривой 2

$$N_i = \sqrt{N_r^2 + N_\theta^2 - N_r N_\theta + 3N_{\theta r}^2} .$$

НДС на контуре кривой 2 определено с помощью коэффициентов концентрации (табл. 23) от сжимающих усилий P кН/м, действующих вдоль образующих тонкостенного цилиндрического силоса емкостью 600 т (см. табл.11,б [6]), а также от кольцевых растягивающих усилий в его стенке qR, кН/м, являющихся функциями расчетной глубины засыпки зерна в силосе Z (см.табл. 11,б [6]), и радиуса оболочки R = 500 см с учетом теории Янсена.

Анализ полученных результатов показал, что без подкрепления данного контура при заданной системе нагрузок и ограниченной толщине стенки оболочки не более 3–4 мм с расчетным сопротивлением материала R = 140 МПа обойтись невозможно. В случае подкрепления наибольшей интенсивности N_i усилия достигли в местах наибольшей кривизны в точках 5 и 13 (рис.28, табл. 24).

В данном случае при толщине стенки силоса t = 4 мм перенапряжения не превысили 3 % от расчетного сопротивления. Таким образом, эта незначительная трудность легче преодолима, если учесть также, что реальная кривизна контура несколько меньше, чем принятая в расчетах. Кроме того, следует принять во внимание податливость реального упругого контура.

13.4. Рассматривается спирально-навивной силос емкостью 600 т из сплава АМг2Н1 с геометрическими параметрами d = 10 м, h = 8,03 м, расстоянием между фальцами t_1 = 0,365 м. Толщина стенки оболочки t = 4 мм, толщина окаймления t_p = 10 мм, площадь сечения F_2 = 7,53 $см^2$.

Таблица 24

№№ точек контура	Расчетная глубина засыпки Z, см	p, кН/м	qR, кН/м	Свободный край		Жестко подкрепленный край				
				N_θ, кН/м	σ_θ, МПа	N_r, кН/м	N_θ, кН/м	$N_{r\theta}$, кН/м	N_t, кН/м	σ_t, МПа
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	635,71	-34,26	246,85	+690,404	172,6	-48,017	-14,705	0	43,567	11,89
2	636,535	-34,26	246,85	+704,721	176,1	-48,543	-14,563	+50,162	97,007	24,25
3	638,609	-34,26	246,85	+736,438	184,1	-44,456	-13,337	+101,243	179,754	44,94
4	647,10	-34,26	246,85	+716,909	179,2	+37,314	+11,314	+249,532	433,500	108,37
5	652,829	-34,26	246,85	+475,721	118,9	+150,694	+45,208	+288,010	516,517	129,13
6	660,807	-34,26	246,85	+110,891	27,722	+270,362	+81,109	+226,507	382,049	95,51
7	680,21	-37,55	252,15	-243,482	-60,87	+319,861	+95,958	+89,723	324,000	81,0
8	698,71	-37,55	252,15	-279,321	-69,83	+294,275	+88,282	+19,721	263,778	65,94
9	720,71	-40,98	257,0	-286,807	-71,7	+289,443	+86,983	0	257,229	64,3

Продолжение табл. 24

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
10	742,71	-44,538	262,35	-299,839	-74,98	+305,594	+91,678	-20,682	273,970	68,5
11	761,21	-44,538	262,35	-264,849	-66,21	+332,122	+99,636	-96,502	339,233	84,81
12	780,813	-48,229	267,3	+295,234	73,8	+286,605	+85,981	-266,445	527,136	131,78
13	788,59	-48,229	267,3	+494,9	123,7	+150,946	+45,284	-324,769	578,295	144,5
14	794,32	-48,229	267,3	+772,549	193,14	+24,622	+7,386	-279,779	485,085	121,3
15	802,811	-48,229	267,3	+805,496	201,37	-65,469	-19,641	-112,641	203,636	50,9
16	804,885	-48,229	267,3	+772,476	193,119	-69,539	-20,862	-55,336	114,045	28,5
17	805,71	-48,229	267,3	+757,372	189,34	-69,88	-20,965	0	62,116	15,53

x) R – радиус цилиндрической оболочки силоса (R = 500 см).

Модуль упругости материала стен $E = 7{,}1 \cdot 10^4$ МПа, удельный вес алюминиевого сплава 27 кН/м^3, расчетное сопротивление $[R] = 140$ МПа, остальные исходные данные (нагрузки и пр.) соответствуют приведенным в разделах 4, 5.

Расчетная схема ортотропной оболочки силоса с вырезом приведена в п. 12.2.

По программе *ROBSON*, реализующей численный метод прямой минимизации энергии (Приложение 6 [6]), рассчитывается симметричная половина (рис. 28) оболочки. Развертка боковой поверхности силоса, размеры отверстия и подкрепления показаны на рис. 29.

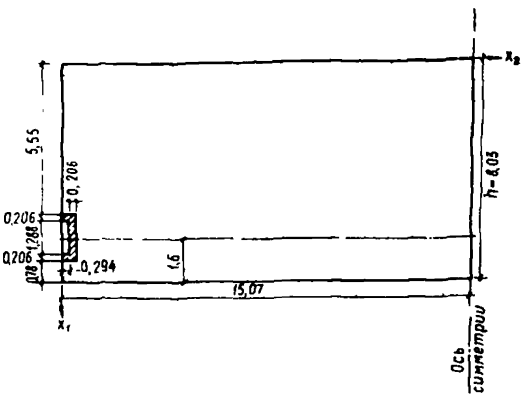


Рис. 29

Прямоугольное отверстие со скругленными углами в натуральном силосе заменяется в расчетной схеме прямоугольником без скругленных углов, что идет в запас прочности. Нагружение принято осесимметричным (п. 5). Краевые условия на торцах оболочки описаны в п. 12.2.

Сетка дискретизации ($i \times j$) имеет число узлов Z и y соответственно $M \times N = 9 \times 7$.

Распределение узлов сетки дискретизации показано на рис. 30. Сетка сгущается по координатам Z и y (x_1 и x_2) в окрестности контура выреза.

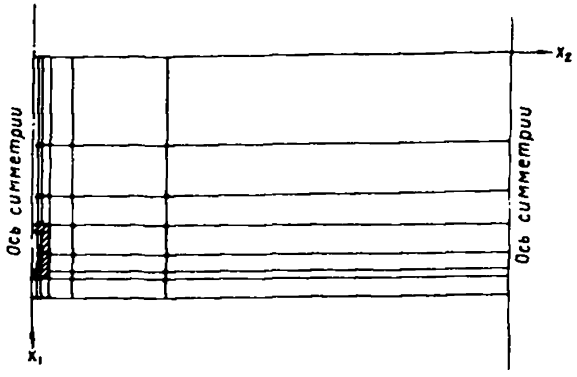


Рис. 30

Результаты расчета: кольцевые усилия N_{22}, осевые N_{11} и интенсивность напряжений σ_i по внешнему контуру выреза приведены на рис. 31.

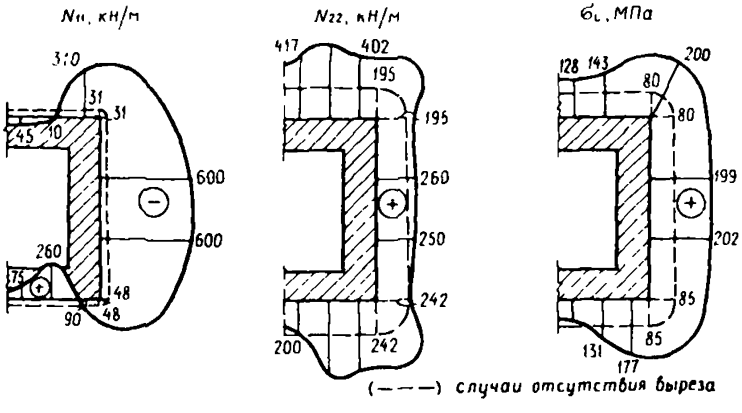


Рис. 31

Результаты расчета показывают наличие концентрации усилий и напряжений в зоне выреза. Поскольку расчет сделан в запас прочности без учета скруглений подкрепления и выреза в углах, то следует полученные

напряжения σ_i уменьшить по данным ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко на 30 %. Тогда выбранный вариант подкрепления обеспечит прочность стенки в зоне выреза ($[R_a]$ = 140 МПа).

14. ПРЕДЛОЖЕНИЯ ПО НАЗНАЧЕНИЮ КОЭФФИЦИЕНТА УСЛОВИЙ РАБОТЫ ПРИ РАСЧЕТЕ НЕКОТОРЫХ ТИПОРАЗМЕРОВ ОБОЛОЧЕК СПИРАЛЬНО-НАВИВНЫХ СИЛОСОВ ПО БЕЗМОМЕНТНОЙ ТЕОРИИ

14.1. По программам *ARGO* и *GROS* проведены расчеты на прочность и устойчивость стен трех типоразмеров силосов для различных значений параметра начальной погиби $\bar{W}_0 = 2\bar{\xi} = 2f_0/t$ [31].

Нагрузки, действующие на стены силосов, приведены в табл. 25. Расчеты указанных оболочек силосов показали, что при расчете на прочность с учетом начальной погиби наибольших значений напряжения σ_i достигают при максимально допустимой амплитуде погиби, направленной наружу (от центра кривизны оболочки).

При расчете на устойчивость с учетом одностороннего реактивного отпора сыпучего материала наименьшее значение критической нагрузки устойчивости $N_{кр}$ достигается при начальной погиби, направленной внутрь.

Сечение стенки $Z_0(t)$ подбирается ($Z_0(t)$ - расстояние от верха силоса сечения t) из условия одновременного выполнения критерия прочности

$$Z_0(t) = \min Z \left\{ Z \mid \sigma(z,t) \le [R] \right\}$$

и критерия устойчивости

$$Z_y(t) = \min Z \left\{ Z \mid N_u(z,t) \le N_{кр} \right\},$$

т.е.

$$Z_0(t) = \min \left\{ Z_n(t),\ Z_y(t) \right\}.$$

Таблица 25

Типы силоса	Высота от верха силоса Z, м	Горизонтальное давление $P_з \cdot 10^2$, МПа		Вертикальное усилие N_{11} для расчета на устойчивость, кН/м
		для расчета на прочность	для расчета на устойчивость	
1 (250 т)	0,00	2,165	0,243	2,41
	1,625	2,818	0,826	6,05
	3,25	3,391	1,337	13,24
	4,875	3,893	1,785	23,55
	6,50	4,333	2,177	36,58
2 (600 т)	0,00	2,332	0,314	3,93
	2,00	3,136	1,031	9,53
	4,00	3,841	1,660	20,51
	6,00	4,461	2,213	36,21
	8,00	5,005	2,699	56,06
3 (1000 т)	0,00	2,520	0,315	4,23
	2,50	3,531	1,217	12,19
	5,00	4,414	2,004	28,58
	7,50	5,185	2,692	52,34
	10,00	5,858	3,293	82,54

Анализ результатов расчета существующих типоразмеров алюминиевых силосов показал, что $Z_0(t) = Z_n(t)$, т.е. толщину стенки лимитирует прочность, а по устойчивости (реактивный отпор сыпучего материала повышает критическую нагрузку) существует некоторый запас.

Для предварительных расчетов можно рекомендовать проводить подбор сечения на основании прочностного расчета оболочки силосов в рамках безмоментной теории и затем полученные значения интенсивности напряжений

$$\sigma_{10} = \sqrt{\sigma_{11}^2 - \sigma_{11}\sigma_{22} + \sigma_{22}^2}$$

разделить на приводимые в табл. 25 значения коэффициента условий работы

$$\gamma_c = min\ (\gamma_{cw_0}).$$

Коэффициенты γ_{cw_0} рассчитаны по указанным выше программам для ЭВМ с учетом начальной погиби $\bar{w}_0$ полной амплитуды $2f_0$

$$w_0 = f_0 \cos \lambda_0 \xi .$$

Можно при проектировании воспользоваться готовым распределением толщины, приведенным в табл.26, полученным по программам *ARGO* и *GROS*.

При этом, в силу значительного влияния на прочность стенки силоса величины начальной погиби w_0, в проект необходимо внести требование об ограничении допустимой величины максимальной амплитуды двумя толщинами стенки, т.е.

$$\bar{w}_0 = 2f_0 / t \leq 2$$

и по максимально допустимому значению погиби $\bar{w}_0 = 2$ следует назначать толщину стенки.

Например, для силоса емкостью 600 т в табл.26 для расчетного значения параметра погиби $\bar{w}_0 = 2$

Таблица 26

Тип силоса	t, мм	$\bar{w}_0$				γ_c ($\gamma_c = \min \gamma_c \bar{w}_0$) ($\bar{w}_0$)
		1,0		2,0 (для проектирования)		
		$Z_н$, м	$\gamma_c \bar{w}_0$	$Z_н$, м	$\gamma_c \bar{w}_c$	
1 (250 т)	2	5,3	0,63	4,4	0,60	0,60
	3	6,5	0,62	6,3	0,45	0,45
	4	6,5	0,65	6,5	0,47	0,47
2 (600 т)	2	3,8	0,72	3,1	0,67	0,67
	3	6,2	0,60	5,0	0,54	0,54
	4	8,0	0,57	6,7	0,46	0,46
3 (1000 т)	2	2,5	0,85	1,9	0,8	0,80
	3	5,0	0,73	4,3	0,63	0,63
	4	7,5	0,64	6,1	0,55	0,55

находим, что толщина 2 мм "проходит" до высоты Z_n = 3 м от верха силоса, до 5 м проходит толщина 3 мм, т.е. для 3 $\leq Z \leq$ 5 м стенка силоса имеет толщину 3 мм, толщина 4 мм проходит до высоты 6,7 м, т.е. на участке 5 м $\leq Z \leq$ 6,7 м стенка должна быть толщиной 4 мм.

Табл. 26 позволяет также назначить сечение стенки по высоте, исходя из непосредственного расчета оболочки по безмоментной теории.

Для этого в сечении Z находится напряжение $\sigma_{i0}(Z)$ для t = 2 мм (N_{11} и N_{22} находятся из расчета по безмоментной теории)

$$\sigma_{i0}(Z,t) = \sqrt{N_{11}^2 - N_{11}N_{22} + N_{22}^2}$$

и делится на коэффициент условий работы $\gamma_c(t)$ = 0,67. В результате получается расчетное значение интенсивности напряжений

$$\sigma_i(Z,t) = \sigma_{i0}(z,t) / 0,67 ,$$

которое сравнивается с расчетным сопротивлением $[R]$ = 140 МПа. (При этом, для $Z \leq$ 3,1 м должно выполняться

$$\frac{\sigma_{i0}(z,t)}{0,67} < 140 \text{ МПа},$$

а для $Z >$ 3,1 м

$$\frac{\sigma_{i0}(t)}{0,67} \geq 140 \text{ МПа}).$$

Аналогичным образом осуществляется расчет стенки толщиной t = 3 мм (по табл. 26 γ_c = 0,54) и с t = 4 мм (γ_c = 0,46).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СНиП 2.10.05-85. Предприятия, здания и сооружения по хранению и переработке зерна.
2. СНиП 2.01.07-85. Нагрузки и воздействия.
3. СНиП 2.03.06-85. Алюминиевые конструкции.
4. ГОСТ 13726-78. Ленты из алюминия и алюминиевых сплавов.
5. Пособие по проектированию предприятий, зданий и сооружений по хранению и переработке зерна (к СНиП 2.10.05.85). - М.: ЦНИИПромзернопроект, 1986. - 145 с.
6. Рекомендации по расчету силосов спирально-навивного типа: Отчет о НИР/ Рук. И.Е.Милейковский, № ГР 01860063768, инв. № 028.90048458. - М., 1988. - 235 с.
7. Провести теоретические исследования по разработке уточненного метода расчета устойчивости и несущей способности силосов спирально-навивного типа системы " LIPP ": Отчет о НИР/ Рук. И.Е.Милейковский, № ГР 0184205729, инв. № 02050085059. - М., 1985. - 171 с.
8. Экспериментальное исследование распределенной ветровой нагрузки на группу из шести зернохранилищ спирально-навивного типа: Отчет о НИР/Рук. Е.С. Виноградов, шифр 304403, инв. № 11120. - М., ЦАГИ им. Н.Е.Жуковского, 1984. - 25 с.
9. Методы расчета тонколистовых силосов спирально-навивного типа/ И.Е.Милейковский, Н.Н.Столыпин, Б.М.Скотников, Г.И.Соловьев//Строительная механика и расчет сооружений. - 1985. - № 5. - С.19-23,
10. Милейковский И.Е., Ахтямов А.В. Применение метода начальных параметров к расчету спирально-навивных цилиндрических оболочек//Строительная механика и расчет сооружений. - 1988. - № 4. - С.10-15.

11. Прочность, устойчивость, колебания: Справочник в 3-х т. Том 1/ Под ред. И.А.Биргера и Я.Г.Пановко.- М.: Машиностроение, 1968. - С. 200-205.
12. Власов В.З. Избранные труды. - Т. Ш. - М.: Наука, 1964. - 472 с.
13. Милейковский И.Е., Ахтямов А.В. Расчетные модели фальцевого ребра спирально-навивной оболочки// Тр. ин-та/ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко. - 1987. - Исследования по расчету строительных конструкций и надежности сооружений.- С. 62-74.
14. Вольмир А.С. Устойчивость упругих систем. - М.: Физматгиз, 1963. - 880 с.
15. Годунов С.К. О численном решении краевых задач для систем обыкновенных линейных дифференциальных уравнений// Успехи математических наук. - 1961. - Т. ХУ1. - Вып. 3(88). - С. 171-174.
16. Гольденвейзер А.Л. Теория тонких упругих оболочек. - М.: Гостехтеориздат. - 544 с.
17. Филин А.П. Элементы теории оболочек. - Л.: Стройиздат, 1987. - 384 с.
18. Строительные прессованные профили из алюминия.- М.: НПО ВИЛС, 1972. - 256 с.
19. Разработать рекомендации по применению в проектировании новых методов расчета тонкостенных металлических силосов деформирующихся совместно с сыпучей массой: Отчет о НИР/Рук. О.С.Игудисман.- № ГР 0185.0052652, инв. № 0288.0013888. - М., ЦНИИПромзернопроект, 1987. - 115 с.
20. Разработать пособие по расчету алюминиевых силосов: Отчет о НИР / Рук. О.С.Игудисман.- № ГР 0185.0052652, инв. № 0288.0092053. - М., ЦНИИПромзернопроект, 1987. - 186 с.
21. Игудисман О.С. Исследование напряженно-деформированного состояния спирально-навивных оболочек силосов методом прямой минимизации энергии // Строительная механика и расчет сооружений. - 1988. - № 1. - С. 27-31.

22. Ржаницын А.Р. Составные стержни и пластинки. - М.: Стройиздат, 1986. - 314 с.
23. Канцыбко А.И. Метод расчета цилиндрических оболочек с кольцевыми ребрами фальцевого типа на прочность и устойчивость: ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко. - М., 1988. - 54 с. - Деп. во ВНИИИС 12.07.88, № 9269.
24. Матевосян Р.Р. Устойчивость сложных стержневых систем (качественная теория). - М.: Стройиздат, 1961. - 252 с.
25. Мусхелишвили Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. - М.: Изд-во АН СССР, 1954. - 647 с.
26. Гурьянов В.М., Космодамианский А.С. О напряженном состоянии изотропной пластинки, ослабленной криволинейным отверстием //Инженерный журнал.- 1964. - том 1У. - Вып. 3. - С. 486-494.
27. Карцивадзе И.Н. Эффективное решение основных задач теории упругости для некоторых областей // Сообщения АН ГрузССР. - 1964. - Т. 7. - Вып.8.- 98 с.
28. Прочность, устойчивость, колебания: Справочник в 3-х т. Том 2/ Под ред. И.А.Биргера и Я.Г.Пановко. - М.: Машиностроение, 1968. - 463 с.
29. Трофимов В.И., Киселев Б.Е., Кацнельсон Л.Б. Экспериментальное исследование давления зерновой массы и работы зернохранилища спирально-навивного типа//Строительная механика и расчет сооружений. - 1985. - № 6. - С. 66-70.
30. Ржаницын А.Р. Устойчивость равновесия упругих систем. - М.: Гостехиздат, 1955. - 475 с.
31. Гейзен Р.Е. Местная устойчивость и прочность спирально-навивных силосов // Строительная механика. - 1986. - № 2. - с. 34-37.

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Введение	3
Общие положения	4
Описание конструктивного решения и его особенностей, влияющих на выбор расчетных схем	5
Перечень основных типоразмеров силосов в зависимости от емкости и характеристики материала	8
Нормативные нагрузки и воздействия, принимаемые при расчете спирально-навивных силосов	11
Расчетные значения нагрузок на оболочку силоса с учетом коэффициентов сочетания и условий работы	23
Рекомендуемые расчетная схема и методика расчета на прочность спирально-навивного силоса	27
Примеры и результаты расчета силоса на прочность	55
Рекомендуемые расчетные схемы и методика расчета на прочность спирально-навивного силоса частично усиленного стойками	66
Пример расчета усиленного силоса на прочность	79
Рекомендуемые расчетные схемы и методика расчета обечаек спирально-навивного силоса на устойчивость	84

Примеры и результаты расчета силоса на устойчивость 88

Рекомендуемые расчетные схемы и методика расчета НДС силоса в зоне технологического (дверного) проема 96

Примеры и результаты расчета НДС силоса в зоне проема 106

Предложения по назначению коэффициента условий работы при расчете некоторых типоразмеров оболочек спирально-навивных силосов по безмоментной теории 119

Список литературы 124

ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко

Рекомендации по расчету силосов спирально-навивного типа

Редактор Л.В.Рогова

Сдано в набор 30.11.81 г. Подписано к печати
Формат 60x90 1/16. Уч.-изд.л. 6,0
Усл.кр.-отт. 6,2 Тираж 1000 экз. Заказ 34
Цена 6 р. 40 к.

Производственно-экспериментальные мастерские
ВНИИНТПИ Госстроя СССР
ва, Можайское шоссе, дом 25

gost.e-ecolog.ru