



*Российская Академия Наук*

РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК

RUSSIAN ACADEMY OF SCIENCES

**ИНСТИТУТ ПРОБЛЕМ  
БЕЗОПАСНОГО РАЗВИТИЯ  
АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ**



**NUCLEAR SAFETY  
INSTITUTE**

Препринт ИБРАЭ № IBRAE-2020-04

Preprint IBRAE-2020-04

**С. А. Богатов, Д. В. Крючков**

**ОЦЕНКА МИНИМАЛЬНОЙ ТОЛЩИНЫ  
ОБОЛОЧКИ СТАЛЬНОГО КОНТЕЙНЕРА  
ДЛЯ ЗАХОРОНЕНИЯ РАО КЛАССА 1  
В КРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОДАХ  
С БЕНТОНИТОВЫМ БУФЕРОМ**

**Богатов С. А., Крючков Д. В.** Оценка минимальной толщины оболочки стального контейнера для захоронения РАО класса 1 в кристаллических породах с бентонитовым буфером. Препринт ИБРАЭ № ИБРАЭ-2020-04 — Москва: ИБРАЭ РАН, 2020. — 29 с. — Библиогр.: 45 назв. — 82 экз. — ISBN 978-5-6041296-9-2

Аннотация

В качестве одной из возможных концепций при проектировании Российского пункта глубинного захоронения РАО (ПГЗРО) рассматривается размещение РАО класса 1 в кристаллических породах в контейнерах из углеродистой стали, окруженных бентонитовым буфером. Рассматриваются несколько принципиальных вопросов данной концепции – определение минимальной толщины контейнера из углеродистой стали по критериям механической прочности, с учетом воздействия бентонитового буфера и коррозии. Проведены предварительные расчетные оценки толщины бентонитового буфера по критерию минимально требуемого давления набухания.

ISBN 978-5-6041296-9-2

©ИБРАЭ РАН, 2020

**Bogatov S. A., Kryuchkov D. V.** Estimation of the minimum shell thickness of a steel container for disposal of class 1 radioactive waste in crystalline rocks with a bentonite buffer. Preprint IBRAE-2020-04. — Moscow : Nuclear Safety Institute, 2020. — 29 p. — Bibliogr.: 45 items. — ISBN 978-5-6041296-9-2

Abstract

The placement of Class 1 radioactive waste in crystalline rocks in carbon steel containers surrounded by a bentonite buffer is considered as one of the possible concepts in the design of the Russian deep disposal site for radioactive waste (PGZRO). Several fundamental issues of this concept are considered - determination of the minimum thickness of a carbon steel container according to the criteria of mechanical strength, taking into account the effect of a bentonite buffer and corrosion. Preliminary computational estimates of the thickness of the bentonite buffer were carried out according to the criterion of the minimum required swelling pressure.

# Оценка минимальной толщины оболочки стального контейнера для захоронения РАО класса 1 в кристаллических породах с бентонитовым буфером

*С. А. Богатов, Д. В. Крючков*

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ НАУКИ «ИНСТИТУТ ПРОБЛЕМ БЕЗОПАСНОГО РАЗВИТИЯ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК»  
115191, Москва, ул. Б. Тульская, 52  
тел.: (495) 955-23-06, эл. почта: dvk@ibrae.ac.ru

## Содержание

|  |    |
|--|----|
| Введение .....   | 4  |
| 1 Расчетная модель упаковки ОВАО для захоронения .....   | 4  |
| 2 Бентонитовый буфер .....   | 5  |
| 3 Толщина оболочки контейнера по критерию изостатического давления .....   | 6  |
| 3.1 Обечайка .....   | 6  |
| 3.2 Дно и крышка контейнера .....  | 7  |
| 4 Воздействие на контейнер, связанное с неравномерным набуханием бентонитового буфера .....  | 8  |
| 4.1 Остаточное давление после полного насыщения .....  | 9  |
| 4.1.1 Воздействие в горизонтальной плоскости .....   | 9  |
| 4.1.2 Вертикальные нагрузки .....  | 13 |
| 4.2 Неравномерное давление в процессе набухания бентонита .....  | 14 |
| 5 Оценка толщины обечайки контейнера при комбинированном воздействии изостатического давления и неравномерного набухания бентонита ..... | 15 |
| 6 Оценка увеличения размеров контейнера, учитывающего коррозию .....   | 16 |
| 6.1 Общая коррозия контейнера из углеродистой стали в окружении бентонитового буфера .....   | 17 |
| 6.2 Локальная коррозия .....   | 19 |
| 6.2.1 Локальная коррозия. Влияние бентонитового буфера .....   | 19 |
| 6.2.2 Локальная коррозия стали за счет влияния внешних факторов .....  | 19 |
| 6.2.3 Локальная коррозия. Количественные оценки .....  | 20 |
| 7 Толщина контейнера по критерию предотвращения повышенной скорости при радиолизе .....  | 21 |
| 8 Влияние водорода .....   | 22 |
| 8.1 Диффузия .....   | 22 |
| 8.2 Оценка влияния водородного охрупчивания на механическую прочность контейнера .....   | 23 |
| Заключение .....   | 25 |
| Список литературы .....  | 28 |

## Введение

В настоящее время в международной практике захоронения ОЯТ в кристаллических породах наиболее изученными и обоснованными концепциями являются шведско-финская концепция KBS-3 и японская H12 [1]. В концепциях KBS-3V и KBS-3H, отличающихся соответственно вертикальным и горизонтальным размещением упаковок с ОЯТ на глубине около 500 м, используются медные контейнеры с чугунными вставками. В концепции H12, с размещением упаковок на глубине около 1200 м применяются контейнеры из углеродистой стали. Использование медных контейнеров связано с опасением недостаточной изолирующей способности горных пород на глубине 400-500 м, и основной упор в концепции безопасности делается на долговременную (не менее ста тысяч лет) герметичность упаковки. В качестве следующего, после изолирующего контейнера, барьера безопасности используется прессованный бентонит или песчано-бentonитовая смесь [1].

Следует отметить, что перечисленные концепции относятся к захоронению ОЯТ. Спецификой Российских РАО класса 1 является существенно более низкая (примерно в 6 раз) суммарная удельная активность, и на несколько порядков меньшее, чем в ОЯТ, содержание ряда нуклидов, определяющих долговременную опасность ПГЗРО (изотопы урана и плутония, I-129, C-14) [2].

Данное обстоятельство позволяет при планировании сооружения ПГЗРО класса 1 предъявлять менее жесткие требования к инженерным барьерам по сравнению с ПГЗРО ОЯТ. В качестве одной из возможных концепций для Российского ПГЗРО рассматривается захоронение РАО класса 1 в кристаллических породах Нижнеканского массива на глубине около 500 м в контейнерах из углеродистой стали. Контейнеры размещаются в вертикальных скважинах с использованием буфера из прессованного бентонита.

В данной работе рассматривается один из частных вопросов данной концепции – определение минимальной толщины контейнера из углеродистой стали по критериям механической прочности, с учетом воздействия бентонитового буфера и коррозии.

## 1 Расчетная модель упаковки ОВАО для захоронения

Первичной упаковкой ОВАО на ФГУП «ПО «Маяк» служат бидоны из углеродистой стали толщиной 4 мм с внешним диаметром 0,575 м емкостью 0,2 м<sup>3</sup>. Габаритная высота бидонов составляет 1 м [3]. Бидоны при хранении размещаются по 3 шт. в стальные пеналы. Для расчетной модели, целью которой в данной работе является оценка толщины (оболочки  $l_0$  и торцов  $l_T$ ) контейнера для размещения ОВАО в ПГЗРО, консервативно принимается модель, приведенная на рисунке 1. Плотность ОВАО – 2500 кг/м<sup>3</sup>.

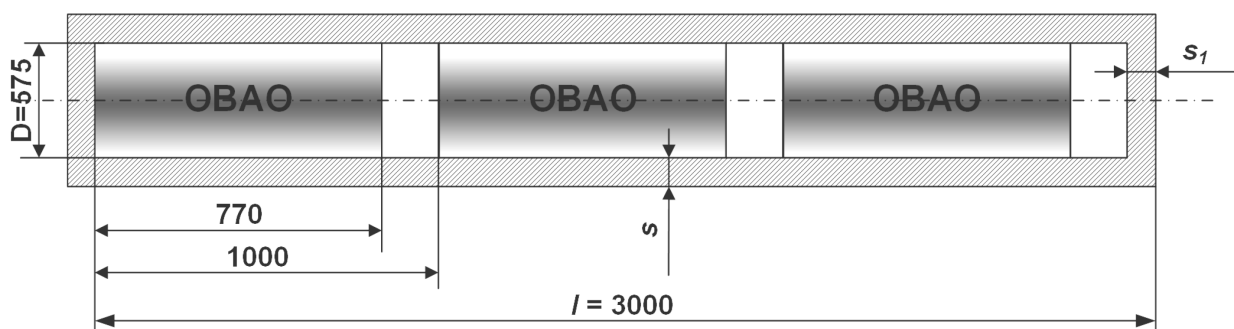


Рисунок 1 – Расчетная модель контейнера. Обозначения размеров соответствуют принятым в [4].

Консервативность модели состоит в пренебрежении тонкой стальной оболочкой бидонов, бидоны считаются полностью заполненными (реально ~96%) и реальная плотность ОВАО несколько больше указанной.

## 2 Бентонитовый буфер

Функции безопасности буфера должны обеспечивать механические, геохимические (включая микробиологические) и гидрогеологические условия, которые должны быть предсказуемыми и благоприятными для контейнера, и защитить контейнер от внешних процессов, могут препятствовать изоляции радионуклидов в контейнере, а затем, после разгерметизации контейнера – обеспечивать ограничение и задержку их миграции. Структура требований к буферу включает две категории: требования к функционированию буфера как такового и требования, обеспечивающие условия функционирования иных элементов СИБ. Требования к функционированию буфера, в свою очередь, подразделяются на требования к химической и механической защите, ограничению массопереноса и теплопереноса в ближней зоне, которые при этом должны обеспечивать совместимость элементов СИБ.

Каждое из перечисленных требований характеризуется количественными критериями. В данной работе бентонитовый буфер рассматривается как источник, создающий дополнительное механическое воздействие на контейнер ОВАО.

При определении минимальной плотности бентонита, и связанного с ней давления набухания, учитывается влияние ряда факторов, среди которых:

- предотвращение значительного адвективного переноса через буфер;
- предотвращение переноса коллоидов;
- предотвращение проседания канистры под собственным весом;
- обеспечение плотного прилегания к контейнеру и горной породе и самозалечивания образующихся трещин;
- предотвращение активной жизнедеятельности микробов.

Максимальная плотность бентонита определяется необходимостью предотвращения разгерметизации контейнера при смещении на срез пересекающих скважину горных пород.

При оценке давления, создаваемого бентонитовым буфером, определяющими являются два требования, задающие диапазон давлений для бентонитового буфера:

- препятствование активности микробов<sup>1</sup>;
- демпфирование воздействия на контейнер при смещении горных пород [5].

За счет жизнедеятельности микробов возможно образование соединений, способных ускорить коррозию контейнера. Для жизнедеятельности микробов необходимо присутствие свободной воды, питательных веществ, и наличие жизненного пространства (порового объема и не слишком большого давления в бентоните) [6]. При высокой плотности бентонита активность микробов будет подавляться – минимально достаточное для сульфид-образующих микробов значение плотности насыщенного бентонита составляет<sup>2</sup> 1800 кг/м<sup>3</sup> или давления - около 2 МПа [5,7].

Смещения пород возможны при разгрузке накопившихся в горных породах напряжений. Наиболее опасны сдвиговые смещения при разнонаправленном смещении пород, находящихся по разным сторонам от разрывного нарушения, способные формировать напряжения на срез в пределах корпуса контейнера. В этом случае буфер должен действовать как пластический материал между контейнером и ГП, и иметь не слишком большое давление набухания. Данное требование должно поддерживаться критериями приемлемости горных пород (КППГ), где указывается, что при выборе места расположения скважины вероятность сдвигового смещения горных пород более 5 см должна быть мала [5].

Количественный критерий максимальной плотности бентонита, для контейнеров, применяемых в концепции KBS-3, ограничивает плотность насыщенного бентонита значением 2050 кг/м<sup>3</sup> [8,9].

Между давлением набухания,  $\sigma$ , и плотностью бентонитового буфера существует эмпирическое соотношение [10]:

$$\sigma = \sigma_0 \left( \frac{e}{e_0} \right)^{\frac{1}{\beta}}, \quad (1)$$

где  $e$  – коэффициент пористости ( $e_0$  – референтное значение, принимаемое равным 1,1 см. примечание<sup>2</sup>);  $\sigma_0$  – референтное значение давления (принимаемое равным 1 МПа);  $\beta = -0,19$ . Коэффициент пористости определяется как

<sup>1</sup> Обеспечение максимально допустимой водопроницаемости буфера достигается уже при более низких значениях давления набухания (менее 2 МПа).

<sup>2</sup> Приведенные количественные критерии относятся к бентониту MX-80 и концепции глубинного захоронения KBS-3.

$$e = \frac{\rho_s - \rho}{\rho - \rho_w}, \quad (2)$$

где  $\rho$  – плотность насыщенного бентонита;  $\rho_s = 2780 \text{ кг/м}^3$  – плотность частиц бентонита;  $\rho_w = 1000 \text{ кг/м}^3$  – плотность воды.

Насыщенной плотности бентонита МХ-80,  $\rho = 2050 \text{ кг/м}^3$ , соответствует давление набухания около 11,2 МПа.

В [11] приводится соотношение между сухой плотностью бентонита МХ-80,  $\rho_d [\text{г/см}^3]$  и давлением набухания  $P_s [\text{МПа}]$ :

$$\ln P_s = 6,11\rho_d - 7,79, \quad (3)$$

и давлению 11,2 МПа соответствует бентонит, чья сухая плотность составляет  $\rho_d = 1670 \text{ кг/м}^3$ .

Для оценок давления набухания российского бентонита, далее используется приведенная в [12] эмпирическая зависимость

$$P_s = 8,25 \cdot 10^{-5} e^{0,0064\rho_d}, \quad (4)$$

где  $P_s [\text{МПа}]$  – давление набухания, а  $\rho_d [\text{кг/м}^3]$  – сухая плотность для природного бентонита месторождения «10-й Хутор» (р. Хакассия) – наиболее вероятного материала для использования в качестве буфера для ПГЗРО НКМ.

Предполагается, что контейнер находится внутри колец компактированного бентонита, а зазор между кольцами бентонита и стенкой скважины заполнен бентонитовыми пеллетами. Для дальнейших оценок параметров бентонитового буфера принимаются значения, принятые в финской концепции [13]:

- для компактированного бентонита  $\rho_k' = 2050 \text{ кг/м}^3$  (влажность  $w = 17\%$ );
- для пеллет  $\rho_n' = 1075 \text{ кг/м}^3$  (влажность  $w = 17\%$ ).

Влажность,  $w$ , представляет собой отношение массы воды к массе бентонита, так что значение сухой плотности,  $\rho_d$ , и технологической,  $\rho$ , связаны соотношением

$$\rho = \frac{m_s + m_w}{V} = \frac{m_s + w m_s}{V} = \frac{m_s(1+w)}{V} = \rho_s(1+w), \quad (5)$$

где  $m_s$  и  $m_w$  – массы сухого вещества,  $V$  – объем. Отсюда значения сухой плотности бентонитовых колец и пеллет равны соответственно

$$\rho_k = 2050/(1+0,17) = 1752 \text{ кг/м}^3;$$

$$\rho_n = 1075/(1+0,17) = 919 \text{ кг/м}^3.$$

### 3 Толщина оболочки контейнера по критерию изостатического давления

Толщина оболочки контейнера для захоронения РАО класса 1 в соответствии с [14] должна обеспечивать механическую прочность упаковки РАО при сжатии не менее 10 МПа и сохранение изолирующей способности упаковки РАО на срок не менее 1000 лет.

Первое из приведенных требований из [14] можно рассматривать как обобщенный критерий, где учитывается гидростатическое давление (~ 5 МПа для глубины расположения ПГЗРО около 500 м) и давление набухающего бентонита. Оценим толщину контейнера по рекомендациям [4].

#### 3.1 Обечайка

Для цилиндрического контейнера, находящегося в условиях изотропного давления  $p = 10 \text{ МПа}$  толщина цилиндрической обечайки определяется по формулам

$$s \geq s_p + c, \text{ где} \quad (5)$$

$$s_p = \max \left\{ K_2 D \cdot 10^{-2}; \frac{1,1 p D}{2[\sigma]} \right\} \quad (6)$$

В формулах  $s_p$  – расчетная толщина обечайки;  $c$  – величина запаса на толщину (в простейшем случае – только на коррозию);  $[\sigma]$  – допускаемое напряжение при расчетной температуре (принимается равным пределу для стали ВСт3 при температуре 100°C - 134 МПа). Значение второго члена в фигурных скобках (6) составляет 24 мм. Значение параметра  $K_2$  при внутренних размерах контейнера на рисунке 1 равно  $100s_p/D$ , и значение первого члена в фигурных скобках (6) сводится к тождеству.

С другой стороны, допускаемое наружное давление,  $[p]$ , определяется как

$$[p] = \frac{[p]_n}{\sqrt{1 + \left(\frac{[p]_n}{[p]_E}\right)^2}}, \text{ где} \quad (7)$$

$$[p]_n = \frac{2[\sigma](s-c)}{D + (s-c)}. \quad (8)$$

$[p]_n$  – допускаемое давление из условия прочности – при выбранных параметрах равно 10,7 МПа.

Допускаемое давление из условия устойчивости в пределах упругости,  $[p]_E$ , определяют по формуле

$$[p]_E = \frac{20,8 \cdot 10^{-6} E D}{n_y \cdot B_l} \left[ \frac{100(s-c)}{D} \right]^{2,5}, \text{ где} \quad (9)$$

$$B_l = \min \left\{ 1, 0,9, 45 \cdot \frac{D}{l} \sqrt{\frac{D}{100(s-c)}} \right\} \quad (10)$$

При  $(s - c) = 24$  мм и внутренних размерах контейнера (рисунок 1)  $B_l = 0,89$ , и, принимая  $E = 1,9 \cdot 10^5$  МПа, а  $n_y = 2,4$ ,  $[p]_E = 12,6$  МПа. Отсюда  $[p] = 8,2$  МПа, что меньше, чем выбранный ранее критерий – 10 МПа, и минимальная толщина обечайки должна быть увеличена.

Значению  $[p] = 10$  МПа по формулам (7)-(10) соответствует значение  $(s - c) = 27$  мм.

### 3.2 Дно и крышка контейнера

Толщина плоских круглых днищ и крышек,  $s_1$ , для внешнего давления  $p$  оценивается по формулам

$$s_1 \geq s_{1p} + c, \quad (11)$$

где расчетная толщина,  $s_{1p}$ , равна

$$s_{1p} = KK_0 D_p \sqrt{\frac{p}{\varphi[\sigma]}}. \quad (12)$$

Здесь  $D_p$  - расчетный диаметр днища/(крышки), значение коэффициента  $K$ , в соответствие с предполагаемым способом приварки крышки, приведенным на рисунке 2, принимается равным 0,45;  $D_p = D$ ;  $\varphi$  - коэффициенты прочности сварных швов; коэффициент  $K_0$ , в отсутствие отверстий в крышке/днище принимается равным 1. Для крышек/днищ, изготовленных из целых заготовок  $\varphi = 1$ .

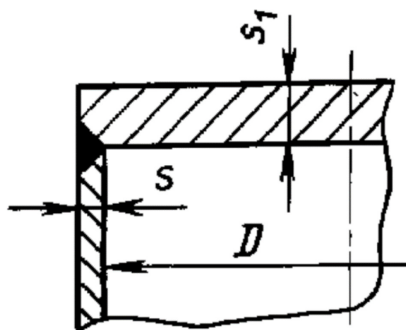


Рисунок 2 – Предполагаемый способ крепления крышки/днища к обечайке [4].

Полученное в соответствие с (12) значение  $s_{1p} \approx 71$  мм.

Толщина плоского днища для приводимых ниже оценок,  $s_1$ , должна удовлетворять неравенству

$$\frac{s_1 - c}{D_p} \leq 0,11, \quad (13)$$

что в рассмотренном случае не выполняется, и в соответствие с [4], для получения  $s_{1p}$  значение давления  $p$  необходимо умножить на поправочный коэффициент

$$K_p = \frac{2,2}{1 + \sqrt{1 + \left(6 \cdot \frac{s_1 - c}{D_p}\right)^2}}, \quad (14)$$

и (12) переходит в

$$p = \frac{[\sigma]}{K_p} \left( \frac{s_{1p}}{K_0 D} \right)^2. \quad (15)$$

Значение рассчитанного по формулами (12)-(15) давления  $p$  достигает 10 МПа при

$$s_{1p} = s_1 - c = 70,1 \text{ мм.}$$

Таким образом, полученные по рекомендациям [4] для *изостатического давления 10 МПа* расчетные значения толщины цилиндрической обечайки,  $s_p$ , и толщины плоской крышки/днища,  $s_{1p}$ , составляют, соответственно,

$$s_p = 27 \text{ мм}$$

$$s_{1p} = 70,1 \text{ мм.}$$

## 4 Воздействие на контейнер, связанное с неравномерным набуханием бентонитового буфера

Неравномерность распределения давления бентонитового буфера зависит от случайного характера распределения потоков подземных вод (ПВ) через скважину, вариаций плотности бентонита и отклонений формы скважины от идеальной. Данные эффекты возможны как на стадии набухания бентонита при насыщении ПГЗРО, так и в долговременной перспективе после насыщения ПГЗРО.

После насыщения ПГЗРО происходит перераспределение давления бентонита в сторону его гомогенизации, однако гомогенизация обычно не становится полной вследствие трения, и неоднородность плотности бентонита и связанное с ней неоднородное давление на контейнер может сохраняться достаточно долго. В процессе насыщения буфера неоднородное набухание связано с неравномерным смачиванием бентонита. Ниже рассматриваются два типа неоднородного воздействия бентонита на оболочку контейнера:

1. остаточное давление после полного насыщения;
2. неравномерное давление в процессе набухания.

Приведенные ниже упрощенные оценки основаны на подходах, приведенных в [15], и являются достаточно грубыми и консервативными, предназначенными для предварительных оценок. В случае выявления критических воздействий целесообразны более точные расчеты в 3D геометрии, основанные на методе конечных элементов.



## 4.1 Остаточное давление после полного насыщения

### 4.1.1 Воздействие в горизонтальной плоскости

Значительные неравномерные нагрузки на контейнер могут сохраняться после полного насыщения буфера вследствие геометрических отклонений в геометрии скважин и вариаций плотности бентонита, выравнивание которых затруднено из-за наличия сил трения.

Возможны следующие основные геометрические отклонения формы скважин от идеальной:

- отклонение скважин от вертикали (наклон);
- искривление скважины (в форме «банана»);
- выкрашивание породы со стенок скважины;
- изменение диаметра скважины по высоте, связанное с технологией бурения.

Так как для рассматриваемого здесь случая существенны лишь различия плотности бентонита в горизонтальных сечениях, наклон скважин далее не рассматриваются. Выкрашивание породы со стен не должно быть значительным, так как подразумевается равенство сил по горизонтали и сохранение начального положения контейнера. Оставшиеся дефекты формы скважин иллюстрируются на рисунке 3.

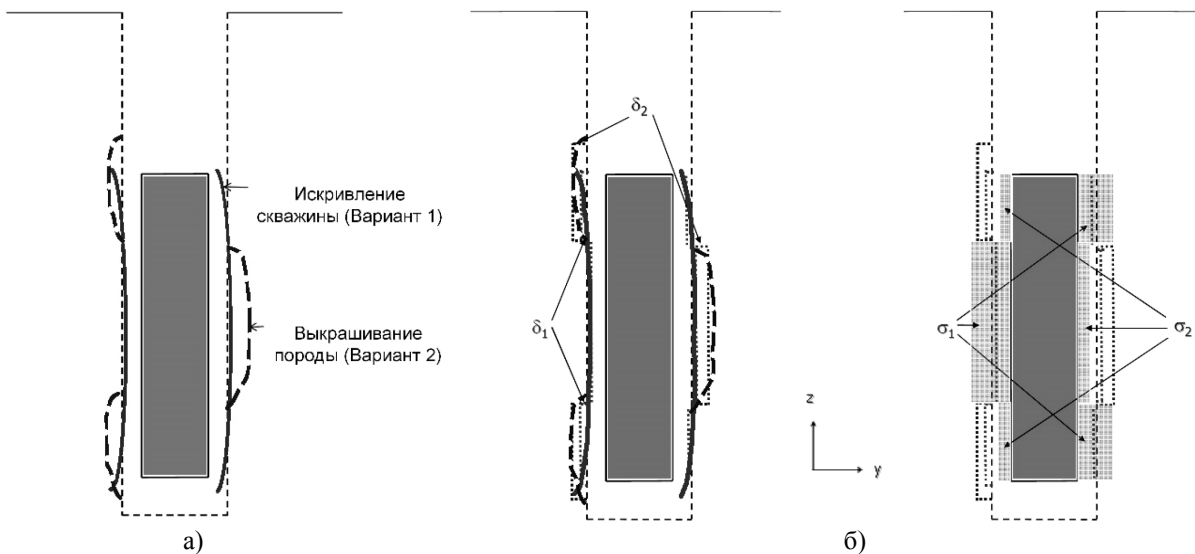


Рисунок 3 – Два варианта наиболее неблагоприятных изменений формы скважины. Жирная линия – искривление, жирный пунктир – выкрашивание, усугубляющее искривление скважины. а) – иллюстрация вариантов; б) – параметры отклонения.  $\delta_1$  – смещение, связанное с отклонением скважины;  $\delta_2$  – смещение, связанное с выкрашиванием;  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$  – давления, связанные с дефектами скважины и разными плотностями бентонита [15].

Увеличение расстояния от поверхности контейнера до стенки скважины приводит к уменьшению давления набухания, так последнее складывается из давления набухания бентонитовых колец и пеллет. Так как плотность пеллет существенно меньше, чем колец, увеличение зазора приводит к большей доли пеллет, меньшей эффективной плотности и давления набухания бентонита. В соответствии с принятой моделью давления набухания распределены равномерно по половинам цилиндрической поверхности контейнера (рисунок 4).

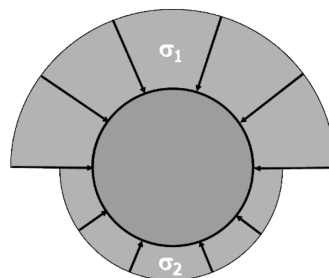


Рисунок 4 – Распределение давлений в горизонтальном сечении [15].

Принятая в финской концепции [13] геометрия буфера приведена на рисунке 5.

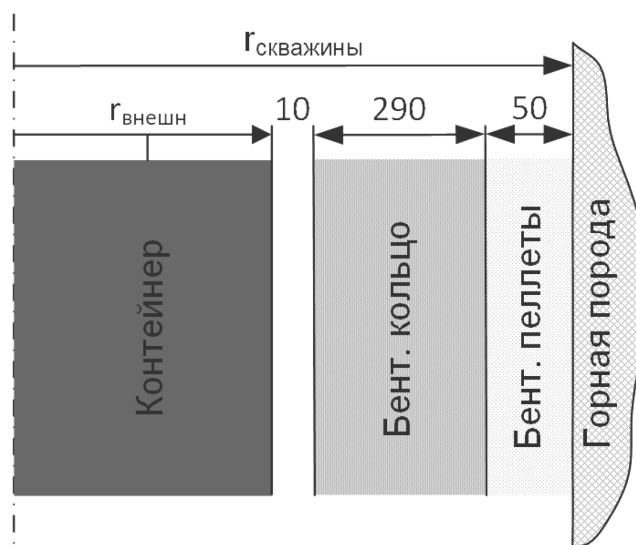


Рисунок 5 – Номинальная геометрия бетонитового буфера до насыщения.

Проектный зазор между контейнером и внутренней поверхностью бетонитового кольца составляет 10 мм; толщина бетонитового кольца – 290 мм; зазор между бетонитовым кольцом и стенкой скважины, заполняемой бетонитовыми пеллетами – 50 мм.

Если обозначить  $V_3$  – объем зазора между контейнером между контейнером и внутренней поверхностью кольца из компактированного бетонита,  $V_k$  – объем бетонитового кольца, а  $V_n$  – объем пеллет, то для номинальной геометрии буфера при внешнем диаметре контейнера  $(D + 2s_p) = 735$  мм (толщина стенки,  $s_p$ , для порядковых оценок полагается равной 80 мм), эффективная сухая плотность бетонита  $\rho_s$  в зазоре между контейнером и стенкой скважины составит

$$\rho_s = \frac{\rho_k V_k + \rho_n V_n}{V_3 + V_k + V_n} \quad (16)$$

При принятых значениях сухой плотности буфера и закладки ( $1752 \text{ кг/м}^3$  и  $919 \text{ кг/м}^3$ ) значение  $\rho_s$  составит  $1630 \text{ кг/м}^3$ . При использовании бетонита МХ-80 данное значение плотности будет соответствовать давлению набухания  $P_s = 16,2$  МПа. При использовании Хакасского природного бетонита -  $P_s = 2,8$  МПа. Далее будут использоваться значения, характерные для бетонита МХ-80, как приводящие к максимальным нагрузкам.

Дефекты скважин приняты в соответствии с [15]:

- отклонение скважины от вертикали при изгибе ( $\delta_1$ ) 8 мм;
- глубина выкрашивания породы из стенки скважины ( $\delta_2$ ) 33 мм;
- вариации диаметра скважины при бурении 2,5 мм.

Отсюда при максимальном отклонении формы скважины от номинальной, максимальная толщина слоя пеллет составит

$$50 + 33 + 8 = 91 \text{ мм};$$

а минимальная

$$50 - 8 - 2,5 = 39,5 \text{ мм}.$$

При внешнем диаметре контейнера  $735 \text{ мм}^3$  максимальному зазору будет соответствовать давление  $\sigma_2 = 2,55$  МПа, а минимальному –  $\sigma_1 = 10,2$  МПа.

Отсюда разность давлений  $p$ , вызывающая изгибающий момент, равна

$$p = \sigma_1 - \sigma_2 = 10,2 - 2,55 = 7,65 \text{ МПа}. \quad (17)$$

Аппроксимация результирующего воздействия на контейнер, связанного с рассматриваемыми дефектами, приведено на рисунке 6. Длина контейнера существенно больше его диаметра, поэтому далее

<sup>3</sup> Приводится для иллюстрации. Будет уточнен по критериям комбинированного воздействия в разделе \*.

контейнер рассматривается как подвешенная балка, при этом сумма действующих сил равна нулю. Рассматривается воздействие, при котором изгибающее давление максимально.

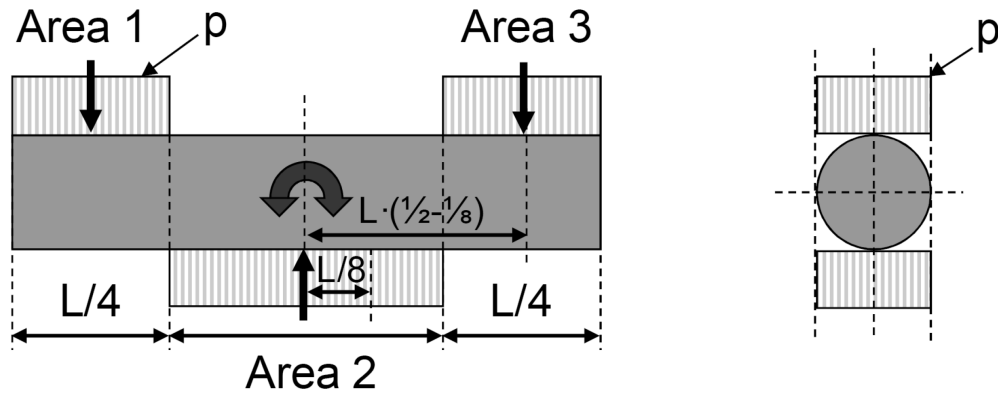


Рисунок 6 – Распределение давлений, приводящее к максимальным сгибающим нагрузкам [15] (изображение повернуто на 90°).

Давления, считающиеся постоянными, распределены по областям 1-3 на рисунке 6, и действуют на половину цилиндрической поверхности. Считается, что давления постоянны на вертикальной проекции диаметра контейнера  $D_{\text{внешн}} = (D+2s)$  на рисунке. Плотность распределенной нагрузки по горизонтальной координате  $x$   $q(x) = p(x)D_{\text{внешн}}$ , где  $p$  – разность давлений, обусловленная разностью плотностей бентонита в соответствующих областях.

Плотность распределенной нагрузки  $q(x)$  в соответствие с [16]

$$q(x) = EI \frac{d^4 u}{dx^4}, \quad (18)$$

где  $E$  – модуль Юнга;  $I$  – момент инерции;  $u$  – вертикальное смещение поверхности балки. Тангенциальная сила,  $Q(x)$  равна

$$Q(x) = -EI \frac{d^3 u}{dx^3}, \quad (19)$$

изгибающий момент,  $M(x)$ , равен

$$M(x) = -EI \frac{d^2 u}{dx^2}. \quad (20)$$

$Q(x)$  является интегралом  $q(x)$ ,  $M(x)$  – интегралом от  $Q(x)$ . Иллюстрация получения перечисленных параметров приведена на рисунке 7. Максимальное значение изгибающего момента в соответствии с изложенным подходом равно

$$M_{\text{max}} = pD_{\text{внешн}} \frac{L^2}{16} = pD_{\text{внешн}} \frac{(l+2s_1)^2}{16} \quad (21)$$

в середине контейнера, где тангенциальная нагрузка  $Q(x) = 0$ . При принятых значениях параметров  $M_{\text{max}} \approx 4,6 \cdot 10^6$  Нм

Для оценки изгибающего напряжения необходимо значение момента сопротивления  $W$ , которое можно получить исходя из значения момента инерции. Момент инерции по вертикальной оси контейнера,  $I_z$ , для цилиндрической оболочки (при обозначениях, приведенных на рисунке 1) равен

$$I_z = \pi \frac{[(D+2s)^2 - D^2]}{64}. \quad (22)$$

Изгибающее давление,  $\sigma_b$ , связано со значением осевого момента инерции  $I_z$  соотношением

$$\sigma_b = \frac{M}{W} = \frac{My}{I_z}. \quad (23)$$

Максимальное значение  $\sigma_b$  достигается при  $y = D_{внешн}/2$ .

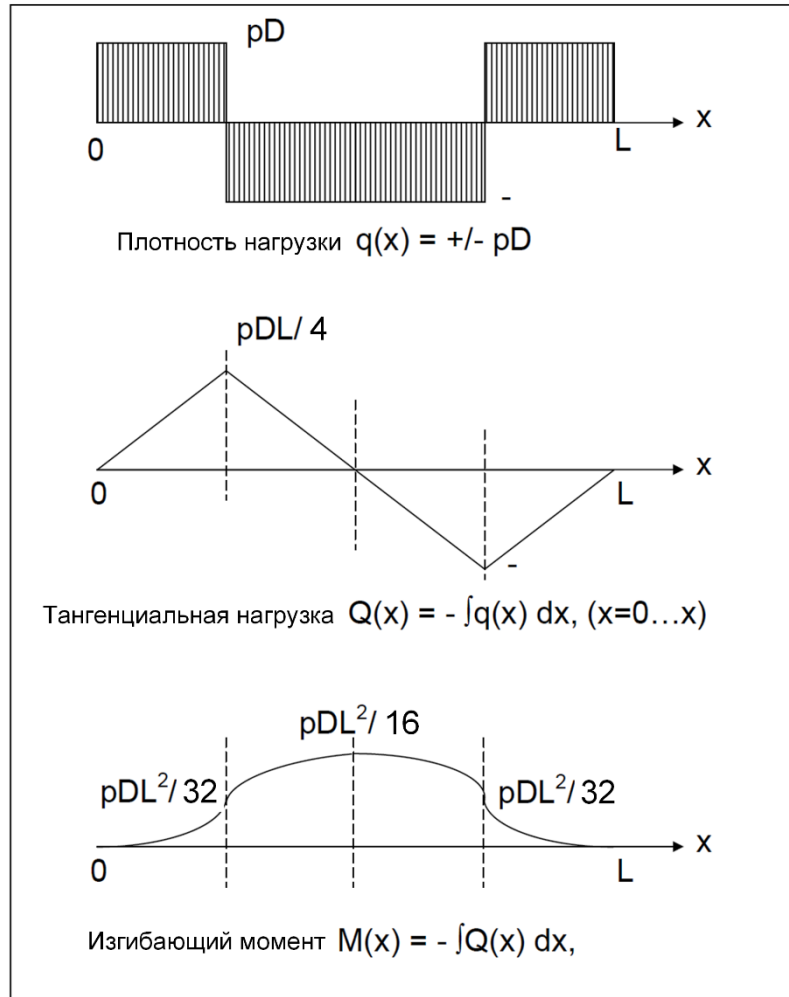


Рисунок 7 – Иллюстрация получения максимального изгибающего момента [15].

Необходимо также оценить максимальное усилие на срез,  $Q_{max} = pDL/4$  (см. рисунок 7). При принятых значениях параметров  $Q_{max} \approx 5,9$  МН. Считается, что это напряжение действует по всему сечению контейнера

$$S = \frac{\pi}{4} \left( (D + 2s)^2 - D^2 \right), \quad (24)$$

и соответствующее напряжение на срез,  $\tau_{max}$ ,

$$\tau_{max} = \frac{Q_{max}}{S}. \quad (25)$$

Данные оценки используются для критерия прочности фон-Мизеса

$$\sigma = \sqrt{\sigma_b^2 + 3\tau_{max}^2}, \quad (26)$$

который сравнивается с пределом текучести для материала контейнера (углеродистой стали),  $\sigma_y \approx 220$  МПа [17].

## 4.1.2 Вертикальные нагрузки

Наиболее неблагоприятные нагрузки на контейнер по вертикали связаны неравномерным давлением бентонита, которые приводят к касательным вертикальным нагрузкам, связанным с силой трения между бентонитом и материалом контейнера. Неравномерное давление бентонита по вертикали, как и в предыдущем рассмотрении, связано с неравномерным распределением плотности. Как правило, плотность бентонита повышается по мере углубления скважины, что может быть связано с самоуплотнением пеллет, выкрашиванием породы и заполнением образовавшихся полостей пеллетами более низкой, по сравнению с основным буфером, плотностью. Также возможно расширение бентонита из скважины в расположенную над ней технологическую выработку.

Обычным случаем является сепарация плотности бентонита по вертикали. Например, характерная плотность бентонита сверху от контейнера может быть чуть ниже (например –  $1950 \text{ кг/м}^3$ , давление набухания в соответствии с (1)-(2)  $3,4 \text{ МПа}$ ), а снизу – чуть больше (например –  $2050 \text{ кг/м}^3$ , давление набухания в соответствии с (1)-(2)  $11,2 \text{ МПа}$ ) номинальной.

Более консервативным рассмотрением может стать сценарий, когда в долгосрочной перспективе Na-монтмориллонит, вследствие взаимодействия с кальцийсодержащими подземными водами может заменяться на Ca-монтмориллонит, давление набухания которого при высоких плотностях больше, и может достигать  $15 \text{ МПа}$  [10].

Еще более консервативным вариантом является учет распределения давления набухания, которое не равномерно по высоте, а сосредоточено на относительно коротком расстоянии по высоте контейнера. Данный случай приводит к появлению высоких градиентов касательных напряжений. На рисунке 8 приведен наиболее консервативный вариант, когда максимальное давление набухания внизу переходит в номинальное на относительно коротком расстоянии.

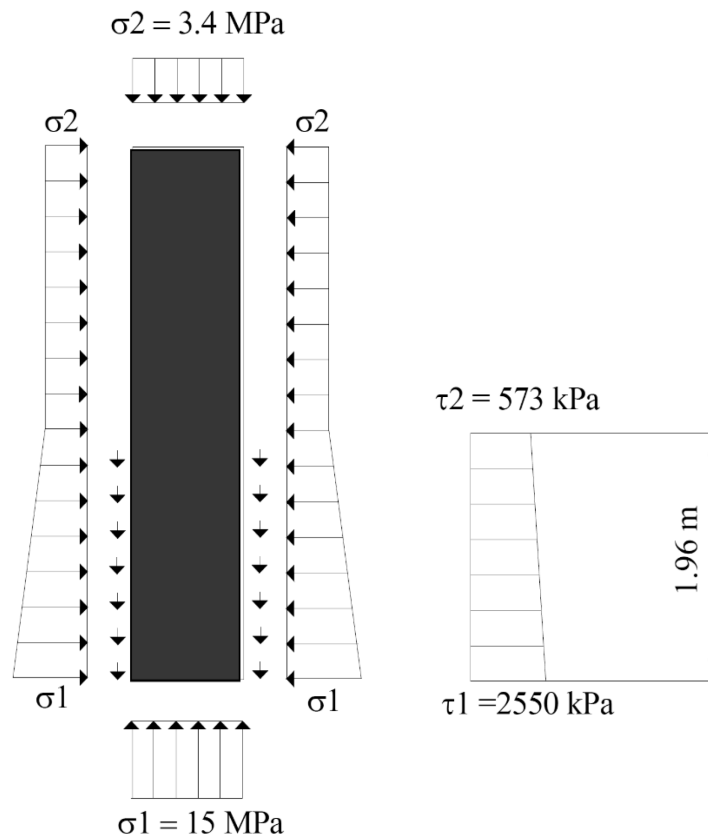


Рисунок 8 – Вариант с быстрым уменьшением по высоте давления в нижней части контейнера, связанное с трансформацией Na-монтмориллонита в Ca-монтмориллонит [15].

Значения касательных напряжений связано с горизонтальными через коэффициент трения –  $\tan\varphi$ , где  $\varphi$  – угол внутреннего трения бентонита, который увеличивается по мере роста градиента горизонтальных нагрузок:

$$\begin{aligned}\tau_1 &= \sigma_1 \tan \varphi; \\ \tau_2 &= \sigma_2 \tan \varphi\end{aligned}\quad (27)$$

Градиент горизонтального давления может увеличиваться лишь до тех пор, пока угол трения не достигнет критического (для МХ-80 при высоких значениях плотности  $\rho \approx 10^0$  [15]). При больших углах начинается гомогенизация бентонита с выравниванием плотности и горизонтальных нагрузок.

Приведенные на рисунке 8 значения касательных напряжений получены для коэффициента трения, соответствующего максимальному значению угла трения  $\tan \varphi \approx 0,169$ ; при этом расстояние, на котором происходит изменение давления от максимального до минимального определялось из равновесия осевых нагрузок на контейнер.

Таким образом, минимальное расстояние, на котором могут происходить приведенные изменения горизонтальных напряжений, в соответствии с рисунком 8 составляет около 2 м [15].

## 4.2 Неравномерное давление в процессе набухания бентонита

При насыщении бентонита его набухание начинается от пересечения с водопроницающей трещиной, откуда поступают подземные воды, что приводит к начальному неравномерному распределению давления (которое впоследствии, по мере более полного насыщения бентонита, выравнивается). Если это естественное неравномерное набухание сопровождается неблагоприятными дефектами в геометрии скважины, воздействие на контейнер может стать значительным.

Рассмотрим пересечение контейнера по оси вертикальной трещиной. Аналогично ранее рассмотренному случаю, с той разницей, что распределение горизонтального давления аппроксимируется не равномерным по диаметру контейнера, а треугольным распределением (рисунок 9). Отметим, что в обоих случаях реальное распределение давления по диаметру контейнера неизвестно.

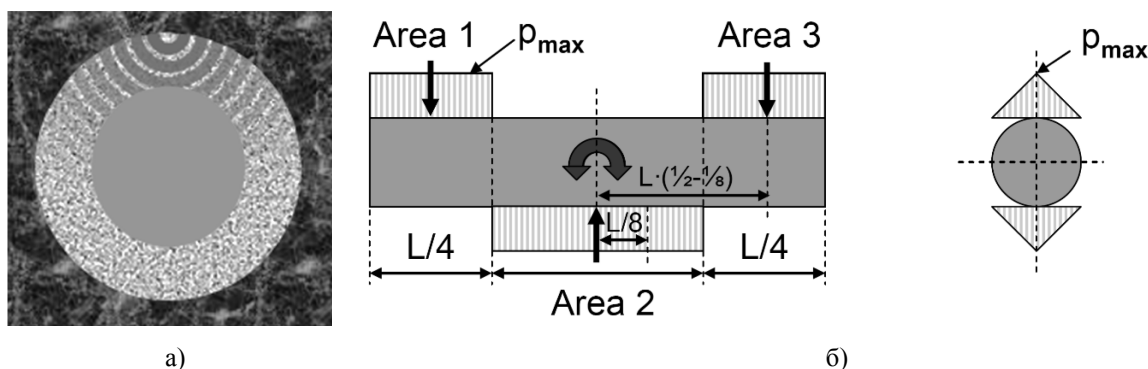


Рисунок 9 – а) Иллюстрация насыщения бентонита из пересекающей скважину по оси вертикальной трещиной; б) Максимально неблагоприятное распределение нагрузок [15].

Отличием данного случая от ранее рассмотренного является треугольное распределение давления  $p_{\max}$ , и, поскольку насыщения бентонита происходит лишь с одной стороны, противодействующее ему напряжение  $\sigma_2 = 0$ .

Первое отличие приводит к двукратному уменьшению значения максимального изгибающего момента

$$M_{\max} = p_{\max} D_{\text{внешн}} \frac{L^2}{32}, \quad (28)$$

так как эффективное значение давления может быть принято как  $p = p_{\max}/2$ . Второе отличие связано с определением  $p_{\max}$ , которое в данном случае определяется минимальной толщиной слоя пеллет. Аналогично предыдущему рассмотрению, если вершина дуги искривления скважины приходится на середину контейнера (рисунок 3), и для ранее принятых значениях геометрических параметров, минимальная толщина слоя пеллет составит

$$60 - 8 \cdot 2,5 = 49,5 \text{ мм}$$

(номинальная толщина слоя – 60 мм – уменьшается за счет искривления скважины – 8 мм, и минимального диаметра, который может быть меньше номинального на 2,5 мм). В соответствии с ранее проведенным рассмотрением, при референтных значениях параметров данной толщине слоя pellets соответствует эффективная сухая плотность бентонита  $1567 \text{ кг/м}^3$  и значение

$$p_{\max} = 7,5 \text{ МПа.}$$

Сравнивая формулы (21) и (28), а также полученные значения давлений для расчета максимальных моментов в долговременной перспективе ( $M_{\max}^{\text{долговр}}$ ) и при насыщении ( $M_{\max}^{\text{насыщ}}$ ),

$$\frac{M_{\max}^{\text{долговр}}}{M_{\max}^{\text{насыщ}}} = \frac{2p}{p_{\max}} \quad (29)$$

можно заключить, что вариант неравномерного набухания бентонита приводит к большим значениям изгибающего момента ( $p = 7,65 \text{ МПа}$  и  $\frac{M_{\max}^{\text{долговр}}}{M_{\max}^{\text{насыщ}}} \approx 2$ ).

## 5 Оценка толщины обечайки контейнера при комбинированном воздействии изостатического давления и неравномерного набухания бентонита

Дополним анализ нагрузок для определения минимальной расчетной толщины обечайки контейнера по [4], учетом действия изгибающего момента,  $M_{\max}$ , определяемого по (21), и поперечного усилия  $Q_{\max}$ , определяемым как

$$Q_{\max} = \frac{pD_{\text{внешн}}L}{4} = \frac{p(D + 2s_p)(l + 2s_{1p})}{4}, \quad (30)$$

см. раздел 4.1 и обозначения на рисунке 1.

В соответствии с [4] допускаемый изгибающий момент [M] следует рассчитывать по формуле

$$[M] = \frac{[M]_n}{\sqrt{1 + \left(\frac{[M]_n}{[M]_E}\right)^2}}, \quad (31)$$

где допускаемый изгибающий момент  $[M]_n$  из условия прочности рассчитывают как

$$[M]_n = \frac{\pi}{4} D(D - s_p)s_p [\sigma], \quad (32)$$

а допускаемый изгибающий момент  $[M]_E$  из условия устойчивости в пределах упругости — как<sup>4</sup>

$$[M]_E = \frac{89 \cdot 10^{-6} E}{n_y} D^3 \left[ \frac{100s_p}{D} \right]^{2,5}. \quad (33)$$

Допускаемое поперечное усилие [Q] следует рассчитывать по формуле

$$[Q] = \frac{[Q]_n}{\sqrt{1 + \left(\frac{[Q]_n}{[Q]_E}\right)^2}}, \quad (34)$$

где допускаемое поперечное усилие  $[Q]_n$  из условия прочности

$$[Q]_n = 0,25\pi Ds_p [\sigma], \quad (35)$$

<sup>4</sup> Размерность  $[M]_E$  в (29) при  $[E] = \text{МПа}$ , а  $[D] = \text{мм} - H\text{мм}$

а допускаемое поперечное усилие  $[Q]_E$  из условия устойчивости в пределах упругости

$$[Q]_E = \frac{2,4E_s^2}{n_y} \left[ 0,18 + 3,3 \frac{Ds_p}{l^2} \right]. \quad (36)$$

Обечайки, работающие под совместным действием нагрузки, проверяют на устойчивость по формуле

$$\frac{p}{[p]} + \frac{M}{[M]} + \left( \frac{Q}{[Q]} \right)^2 \leq 1,0, \quad (37)$$

где  $[p]$  – допускаемое наружное давление по (7);  $[M]$  – допускаемый изгибающий момент по (31); а  $[Q]$  – допускаемое поперечное усилие по (34).

Полученная по (37) для принятых значений параметров расчетная толщина цилиндрической обечайки контейнера  $s_p$  превышает 300 мм. Даже для данной (неприемлемой технологически) толщины обечайки, значение критерия (37) составляет 1,46, что существенно больше 1.

Следует отметить, что определяющий вклад в критерий (37) определяется значением изгибающего момента. Так, в (37) при  $s_p = 300$  мм

$$\frac{p}{[p]} \approx 0,14; \quad \frac{M}{[M]} \approx 1,16; \quad \frac{Q}{[Q]} \approx 0,4$$

При принятой геометрии буфера значение изостатического давления, связанного с набуханием бентонита,  $\sigma_p$ , равно 7,8 МПа, что в сумме с гидростатическим давлением для глубины 500 м (~ 5МПа) равно 12,8 МПа, и оказывается больше, чем регламентируемое [14].

Напомним, что приведенное рассмотрение по механической прочности контейнера носит ультраконсервативный характер, как по принятым моделям, так и в связи с использованием документа [4] – надежность контейнера для захоронения РАО не обязательно должна соответствовать коэффициентам запаса, принятым для обеспечения операционной безопасности людей.

Так, например, принятое в [4] значение  $[\sigma] = 134$  МПа - допускаемое напряжение для углеродистой стали ВСт3 и низколегированных сталей при толщине более 20 мм для условий работы при температуре 100<sup>0</sup>С - существенно превышает принятый при прочностных расчетах критерий – предел текучести, который для углеродистых сталей типа Ст3 равен  $\sigma_y = 220$  МПа [17]. Использование данного критерия вместо  $[\sigma]$  из [4] дает значение

$$\frac{p}{[p]} + \frac{M}{[M]} + \left( \frac{Q}{[Q]} \right)^2 = 1,0$$

при  $s_p = 135$  мм. Получаемый при данных значениях параметров критерий прочности фон-Мизеса (26) составляет 98 МПа, что также меньше предела текучести  $\sigma_y = 220$  МПа.

Расчетная модель очень критична к давлению набухания бентонита. Так, например, если использовать природный бентонит месторождения «10-й Хутор», с давлением набухания согласно (4), критерий (37) будет выполняться для значения  $s_p = 41$  мм (для значения изостатического давления 10 МПа). Правда, при этом номинальное давление набухания при принятых параметрах геометрии буфера будет равно 1,8 МПа, что существенно меньше, чем для концепции KBS-3 (где оно примерно в 5 раз больше), с соответствующим ухудшением защитных свойств буфера. Как отмечено в разделе 1, минимально необходимое давление набухания должно быть около 2 МПа, и для достижения такого номинального давления набухания толщина бентонитового буфера должна быть увеличена минимум до 320 мм при сохранении технологических зазоров.

## 6 Оценка увеличения размеров контейнера, учитывающего коррозию

Производным от второго требования [14] (прочность по изостатическому давлению) является увеличение размеров (запас) контейнера, определяемых механической прочностью, на величину, которая будет выбрана при долговременной коррозии контейнеров. В свою очередь, все многообразие процессов коррозии в данном рассмотрении сводится к оценкам:

- скорости общей и локальной коррозии;
- условиям предотвращения ускоренной коррозии при радиоллизе;
- водородному охрупчиванию стальных оболочек.



## 6.1 Общая коррозия контейнера из углеродистой стали в окружении бентонитового буфера

В общем случае можно выделить следующие этапы жизненного цикла контейнеров для ОВАО в ПГЗРО:

- изготовление, загрузка<sup>5</sup> и герметизация контейнеров;
- промежуточное хранение в месте загрузки РАО;
- транспортировка;
- операционный период;
- начальный (переходной) период после закрытия ПГЗРО или скважины/выработки с размещенным(и) контейнером(ами);
- долговременный послеоперационный период.

Для первых четырех этапов предполагается, что контейнеры будут изготовлены в соответствии с техническими требованиями, контроль внешней среды будет обеспечивать благоприятные, с точки зрения коррозии, условия при промежуточном хранении, длительность данных этапов не превысит 1-2 года. Коррозия контейнеров на данных этапах считается несущественной.

После размещения контейнеров в ПГЗРО, внесения барьерного материала и закрытия выработок, в течение некоторого времени будет происходить переход от условий, существовавших в операционный период, к условиям, характерным спустя долгое время после закрытия. Длительность переходного периода и степень его воздействия на упаковки зависит от времени эксплуатации и планировки ПГЗРО, а также свойств вмещающих пород. Переходной период характеризуется начальным подъемом с последующим уменьшением температур в ПГЗРО, а также расходом оставшегося в ПГЗРО кислорода (рисунок 10). В течение этого периода происходит насыщение ПГЗРО водой, происходит увеличение гидростатического давления, а также формируется давление набухающего бентонита. При наличии тектонического крипа возможно формирование литостатического давления. За счет пластической деформации происходит уменьшение воздушного зазора между оболочкой контейнера и ОВАО.

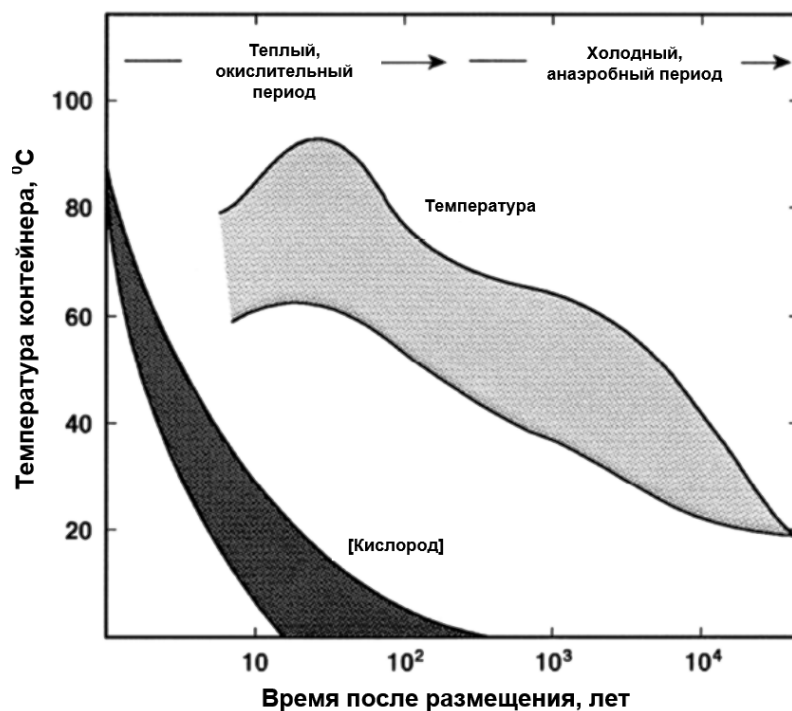


Рисунок 10 – Схематическая иллюстрация эволюции условий ПГЗРО от начального «теплого» периода с окислительными условиями до «холодного» анаэробного периода [18]. Окончание переходного периода примерно соответствует окончанию «теплого» периода.

<sup>5</sup> Вопрос о месте загрузки РАО кл. 1 в контейнеры, предназначенные для захоронения в ПГЗРО, пока предполагается на площадке объекта, где они образуются. Однако нельзя исключить, что впоследствии будет принято решение об окончательной упаковке ОВАО перед захоронением на площадке ПГЗРО.

Для дальнейших оценок общей коррозии пятый по счету этап (переходной период) разбивается на два подэтапа:

- атмосферная коррозия углеродистой стали (УС) в течение 10 лет<sup>6</sup>;
- аэробная коррозия в растворе, состав которого соответствует длительному контакту подземных вод (ПВ) с бентонитовым буфером (ББ) в течение 100 лет.

Условия атмосферной коррозии предполагаются в течение времени насыщения выработок и барьерных материалов водой. Скорость атмосферной коррозии углеродистой стали в таких условиях хорошо известна (см. обзор, приведенный в [19]). Для предполагаемой средней температуре поверхности контейнеров ОВАО при данных условиях – 50<sup>0</sup>С скорость коррозии составит около 80 мкм/год, что за 10 лет даст глубину общей коррозии 0,8 мм.

Оценки для последующих периодов коррозии основываются на результатах [20], где приведены экспериментальные данные по скоростям коррозии УС в контакте с компактированным бентонитом при различных условиях, включая плотность ББ, солесодержание ПВ и температуру.

Для аэробных условий, которые предполагаются до исчерпания запасов кислорода, оставшегося в ПГЗРО после его закрытия, в условиях температуры около 80<sup>0</sup>С, невысоком солесодержании ПВ, скорость однородной коррозии УС в условиях контакта с компактированным ББ составляет около 5 мкм/год [20]. Глубина общей коррозии в данном случае за 100 лет составит 0,5 мм.

Условия анаэробной коррозии УС в контакте с ББ изучались в [21]. Результаты приведены на рисунке 11.

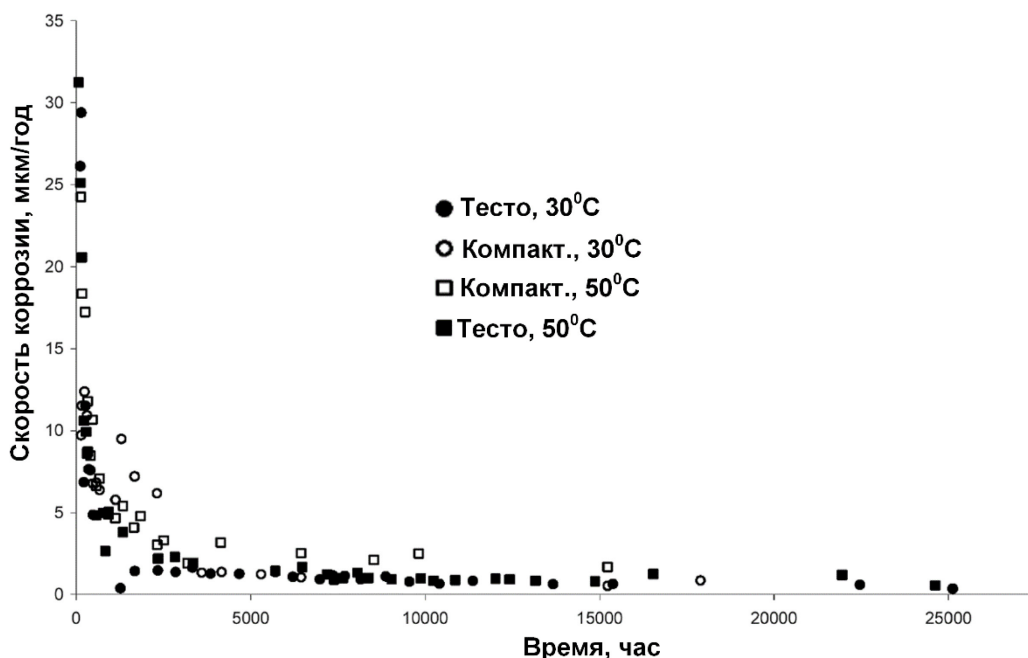


Рисунок 11 – Результаты определения скорости общей коррозии УС при контакте с бентонитовым тестом и компактированным бентонитом при температурах 30<sup>0</sup>С и 50<sup>0</sup>С из [21].

Как и для большинства случаев общей коррозии, наблюдается существенное снижение скорости коррозии при долгосрочных экспериментах. В соответствии с рисунком 11, среднюю скорость коррозии УС в анаэробных условиях в долгосрочной перспективе достаточно консервативно можно полагать равной 2,0 мкм/год. Интересно отметить, что в отличие от «классического» протекания коррозии, не происходит ее существенного уменьшения при переходе от аэробных к анаэробным условиям. Данный факт связан с тем, что бентонитовый буфер (ББ) в месте контакта с УС действует как «насос», удаляющий с поверхности контейнера продукты коррозии УС, снижая защитную способность образующейся пленки из продуктов коррозии. Данный процесс также негативно влияет на свойства бентонита, за счет:

<sup>6</sup> Приводимые здесь и далее количественные оценки носят предварительный характер, так как для их проведения требуется законченная базовая конструкция ПГЗРО, известные свойства горных пород и ОВАО (в основном – тепловыделение). Ни то, ни другое пока не доступно, и на данном этапе используется обобщенная и выбранная авторами на основе предварительных оценок информация с использованием исходных данных по зарубежным объектам-аналогам, включая шведские, финские, швейцарские и канадские наработки по ПГЗРО в кристаллических породах. Оценки будут носить итерационный (уточняющий) характер по мере получения новых исходных данных и утверждению технических решений по конструкции ПГЗРО.

- формирования при анаэробном восстановлении Fe щелочной среды, при которой возможно ускорение растворения и химических реакций ББ;
- преобразования монтмориллонита в обогащенный Fe смектит;
- замены начального смектита в ББ на не набухающие филоосиликаты, типа хлорита и бертьерина (см. обзор [22]).

Предварительная оценка глубины общей коррозии УС в предполагаемых анаэробных условиях за 900 лет – около 1,8 мм.

Таким образом, необходимый запас на толщину оболочки контейнера по критерию общей коррозии за 1000 лет складывается из:

- «атмосферной» коррозии в процессе насыщения буфера (~10 лет) 0,8 мм;
- аэробной коррозии, соответствующей расходу оставшегося в закрытых скважинах кислорода (~100 лет) 0,5 мм;
- анаэробной коррозии, которая должна обеспечивать сохранение изолирующих свойств контейнера в течение ~1000 лет 1,8 мм.

## 6.2 Локальная коррозия

### 6.2.1 Локальная коррозия. Влияние бентонитового буфера

В работе [23] было выявлено три механизма, благодаря которым контейнеры из УС могут оказаться подверженными развитию локальной (местной) коррозии:

1. Локальный разрыв пассивной пленки, приводящий к щелевой или точечной коррозии;
2. Неравномерное смачивание поверхности из-за разбухания находящихся на поверхности загрязняющих веществ, что приводит к пространственному разделению анодного и катодного участков;
3. Восстановительное растворение продуктов коррозии Fe(III) при переходе из аэробных условий в анаэробные.

Разрыв пассивной пленки. Согласно данным, представленным в [24] для концепций захоронения, предусматривающих использование буфера из бентонита, УС не является пассивным материалом в условиях средне щелочной поровой воды. При этом локальной коррозии из-за разрушения пассивной пленки происходить не должно.

Неравномерное смачивание возможно на этапе насыщения ПГЗРО в случае неоднородного смачивания поверхности контейнеров. Локальная коррозия под действием  $Cl^-$  может быть инициирована при поглощении влаги из воздуха кристаллами соли или другими загрязняющими веществами на поверхности контейнера, при котором на поверхности образуются макро- и микро-капли воды, связанных тонким слоем адсорбированной воды. На поверхности образуется электролит, происходит пространственное разделение анодных и катодных участков. Катодное восстановление  $O_2^-$  будет происходить на поверхности микро-капель и вокруг них, а также на периферии макро-капель, так как именно в этих областях поток  $O_2$  наибольший. Анодная реакция будет главным образом протекать в центре макро-капли, где подпитка  $O_2$  ограничена, и за счет окисления Fe под пятном соли формируется каверна. Данный механизм характерен, в основном, для морского климата при возможности появления на поверхности кристаллов соли [25].

Различия в плотности бентонита (некачественный буферный материал или неплотная закладка) и/или пространственная неравномерность набухания бентонита могут привести к возникновению ячеек дифференциальной аэрации. Было высказано предположение о том, что подобные воздействия могут привести к «сфокусированной» или локальной коррозии, хотя данные, подтверждающие такое предположение, пока отсутствуют [26].

Восстановительное растворение продуктов коррозии Fe(III). Во время аэробно-анаэробного перехода восстановительное растворение продуктов коррозии Fe(III) ( $Fe_2O_3$ ) может быть обусловлено растворением Fe в основании пор в подстилающей пленке. При этом каверны образуются под продуктами аэробной коррозии, которые, как уже отмечено, при окислении УС в аэробных условиях могут образовывать сплошной и равномерной защитной пленки [25].

### 6.2.2 Локальная коррозия стали за счет влияния внешних факторов

Для контейнеров из УС потенциально опасными являются две формы коррозии под воздействием условий окружающей среды<sup>7</sup>: коррозионное растрескивание под напряжением (Stress Corrosion Cracking - SCC) и водородное растрескивание (Hydrogen Induced Corrosion - HIC).

<sup>7</sup> Как ранее отмечалось, микробная коррозия предотвращается выбором буфера, обеспечивающего достаточное давление набухания и уменьшение порового пространства материала вокруг контейнера.

Известно, что коррозионное растрескивание С-стали под напряжением происходит в различных средах, в том числе в сильнощелочных, фосфатных и нитратных растворах; в нагретой до высокой температуры воде, смесях  $\text{CO}-\text{CO}_2$  и  $\text{HCO}_3^-/\text{CO}_3^{2-}$  [27].

Формирование  $\text{HCO}_3^-/\text{CO}_3^{2-}$  возможно в концепциях захоронения, предусматривающих использование буфера из бентонита. Количественные оценки изменения рН поровых вод в бентоните должны быть проведены на следующих этапах работ, однако экспериментально наблюдаемое выделение  $\text{CO}_2$  при нагревании бентонита создаст слабо кислотную среду [28].

SCC с почти нейтральным рН происходит в разбавленных растворах  $\text{HCO}_3^-$  при значениях рН, равных 5,5-7,5, и само растрескивание носит межкристаллический характер. Циклическая нагрузка является необходимым условием для роста трещины под действием механизма коррозионной усталости, возможно, с участием водорода [25].

Разрушение УС, связанное с воздействием водорода, может принимать различные формы [29,30]. Наиболее опасной формой такого разрушения для контейнеров из С-стали является водородное растрескивание (НИС), при котором под действием градиента напряжений происходит накопление  $\text{H}_2$ , приводящее к образованию внутренних трещин и образованию пузырей в результате накопления  $\text{H}_2$  во внутренних пустотах, расслоениях или включениях.

Восприимчивость материала к развитию НИС и образованию пузырей возрастает с увеличением его прочности, а также в зависимости от формы и распределения включений в материале стали.

### 6.2.3 Локальная коррозия. Количественные оценки

Количественные оценки скорости локальной коррозии по эмпирическим данным рассмотрены в работах [23,24,31]. Для характеристики локальной коррозии вводится так называемый фактор питтинговой коррозии, который характеризует отношение максимальной глубины локальной коррозии к средней.

Данные, приведенные на рисунке 12 [32] обобщают экспериментальные данные лабораторных исследований и натуральных наблюдений. Ограничивающая прямая сверху может использоваться для консервативных оценок. Из данных рисунка 12 следует, что фактор питтинговой коррозии уменьшается с ее глубиной, для глубины коррозии в доли мм, он составляет  $\sim 10$ , и становится равным 1 при глубине коррозии превышающей 10 мм.

Далее принимается, что для характеристики локальной коррозии в аэробных условиях, фактор питтинговой коррозии равен 10, и, соответственно, увеличение глубины коррозии в аэробных условиях (см. раздел) составит  $10 \cdot (0,8 + 0,5) = 13$  мм. Для анаэробных условий локальная коррозия не рассматривается.

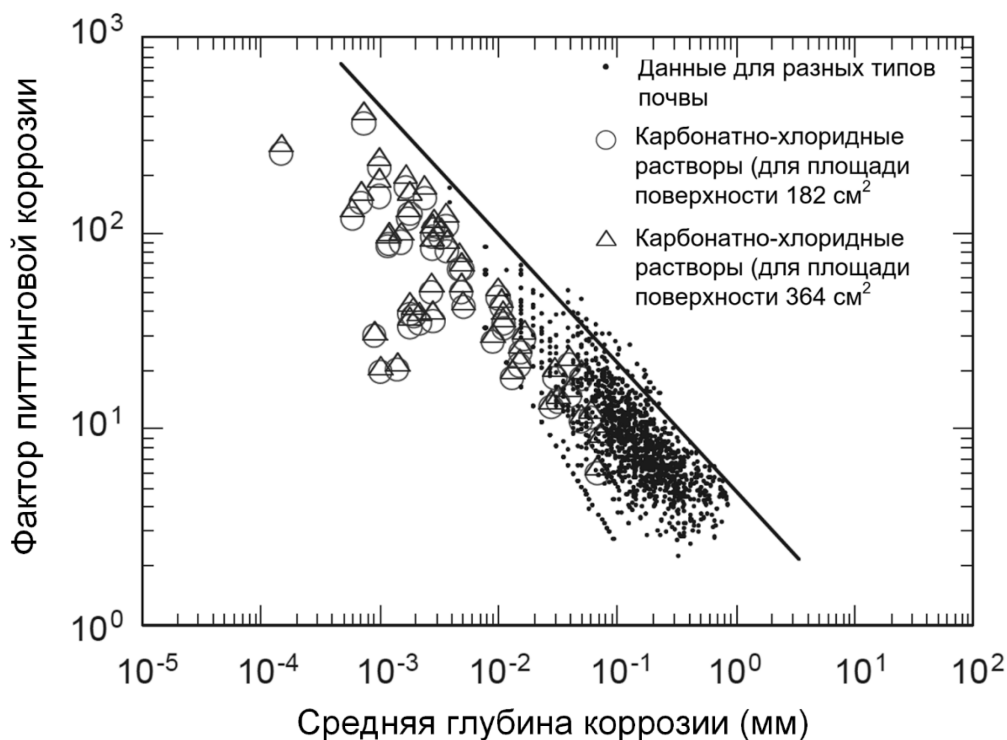


Рисунок 12 – Зависимость фактора питтинговой коррозии от средней глубины коррозии для различных условий. Ограничивающая прямая – верхняя экспертная оценка [32].

## 7 Толщина контейнера по критерию предотвращения повышенной скорости при радиоллизе

Воздействие гамма-излучения приводит к увеличению скорости коррозии при превышении пороговой мощности поглощенной дозы, величина которой зависит от особенностей окружающей среды [33].

Обзор результатов экспериментов по коррозии УС в высоких полях гамма излучения приведен в [34]. Существенное увеличение скорости коррозии наблюдалось при мощности поглощенной дозы гамма-излучения 1-10 Гр/час. Однако, из соображений того, что при сложном характере взаимовлияния контейнера и инженерных барьеров возможны синергетические эффекты, консервативно принимается, что мощность поглощенной дозы на поверхности стандартного контейнера для захоронения ВАО и ОЯТ обычно составляет < 1 Гр/ч [24,35].

Следует учитывать, что мощность дозы гамма-излучения ОВАО быстро уменьшается со временем (на ранних этапах характерное время уменьшения в 2 раза ~ 30 лет - определяется, в основном, активностью  $^{137}\text{Cs}$ , см. ниже). Характерные времена коррозии больше, и выбор максимально жесткого критерия (1 Гр/час) едва ли оправдан.

Оценим минимальную толщину контейнера УС по критериям мощности дозы на поверхности 1 Гр/час и 10 Гр/час.

Согласно [36], удельная активность изотопа  $^{137}\text{Cs}$ , при больших временах выдержки (~ 100 лет) определяющая активность гамма-излучения ОВАО (более, чем на 90%), на момент изготовления составляет  $2,25 \cdot 10^{12}$  Бк/кг. Предполагаемая последовательность работ по сооружению ПГЗРО изложена в [37] (рисунок 13)

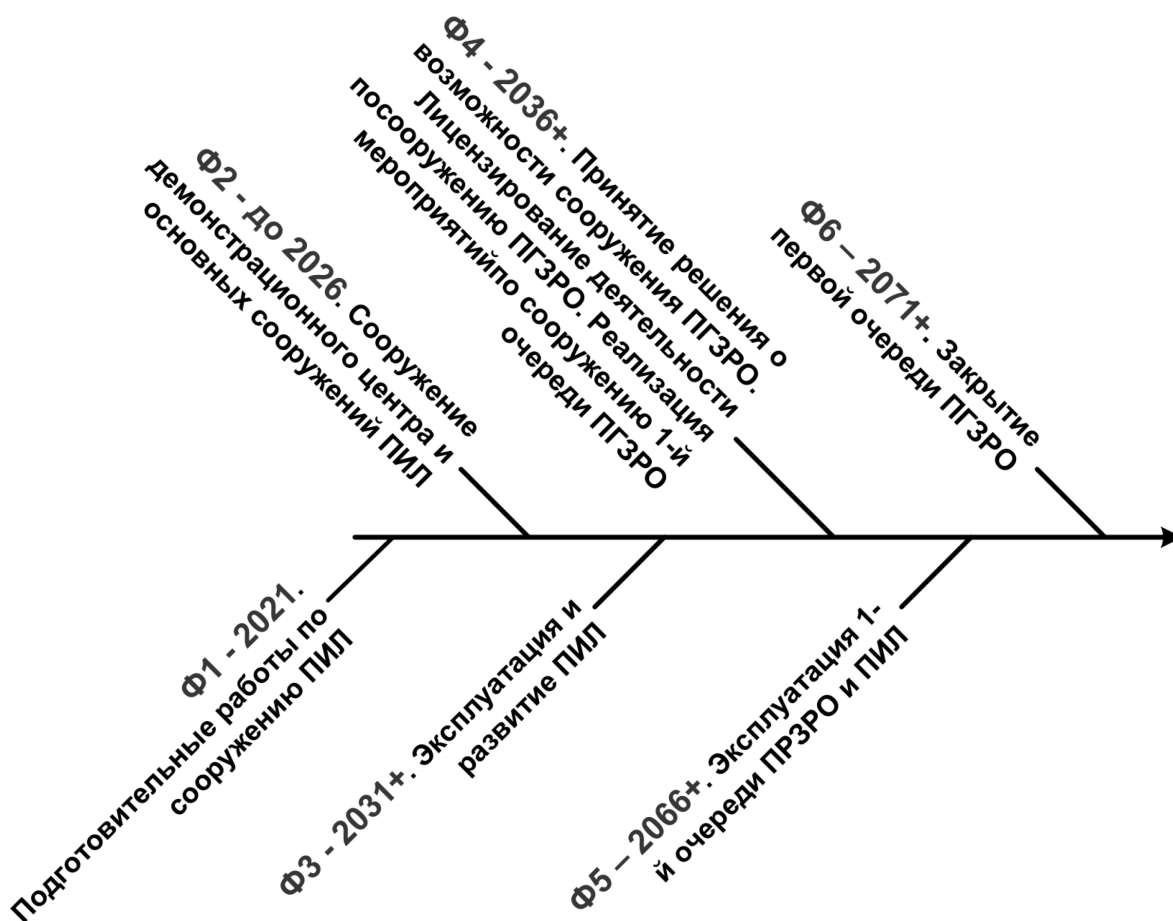


Рисунок 13 – Стратегия сооружения ПГЗРО НКМ в соответствии с [37]. Знак «+» означает «не ранее».

Можно полагать, что загрузка РАО класса 1 начнется в ПГЗРО не ранее 2036 г. С учетом того, что начало поступления энергетического ОЯТ на завод РТ-1 началось в 1971 году, а первая печь по остекловыванию высокоактивных ЖРО от переработки ЯОТ была запущена в 1987 г. [38], среднее время выдержки ОВАО для первой очереди ПГЗРО - 40 лет – можно считать достаточно консервативным приближением, и для предварительных оценок примем, что активность гамма-излучения ОВАО на момент загрузки в ПГЗРО будет определяться  $^{137}\text{Cs}$  с удельной активностью  $9 \cdot 10^{11}$  Бк/кг (ОВАО).

Первичной упаковкой ОВАО является пенал с тремя бидонами емкостью  $0,2 \text{ м}^3$  с внешним диаметром  $\varnothing 0,575 \text{ м}$ . Отсюда полная длина бидонов, заполненных ОВАО (алюмо-фосфатное стекло) составит  $3 \cdot 0,77 = 2,31 \text{ м}$ . В трех бидонах при плотности ОВАО  $2500 \text{ кг/м}^3$  будет содержаться  $1500 \text{ кг}$  ОВАО, и, следовательно, полная активность  $^{137}\text{Cs}$  в ОВАО составит  $1,35 \cdot 10^{15}$  Бк.

Для приведенной активности, с учетом материала, плотности и размеров упаковки, толщина стальной оболочки вокруг цилиндра ОВАО для обеспечения на момент загрузки мощности поглощенной дозы не более  $1 \text{ Гр/час}$  должна составлять не менее  $7,5 \text{ см}$  вдоль боковой поверхности и  $7,8 \text{ см}$  с торцов, а не более  $10 \text{ Гр/час}$  –  $4 \text{ см}$  для цилиндрической обечайки и  $4,2 \text{ см}$  для торцов. Расчет проводился с помощью программного средства MicroShield v. 9-05 [39].

Для предварительных оценок экспертная оценка требуемой толщины контейнера по критерию снижения влияния радиолиза на коррозию составляет  $5 \text{ см}$  для торцов и обечайки.

## 8 Влияние водорода

Водород образуется при анаэробной коррозии УС. Если в контейнерах содержится вода, водород может образовываться за счет радиолиза. Образование водорода при радиолизе на внешней поверхности контейнера учитывается при выборе толщины оболочки, которая в данном случае рассматривается как радиационная защита (см. раздел 7).

В условиях ПГЗРО скорость образования  $\text{H}_2$  при анаэробной коррозии может превышать скорость, с которой растворенный  $\text{H}_2$  может удаляться с поверхности контейнера за счет диффузии через бентонитовый буфер. При этом на поверхности контейнера может формироваться газовая фаза  $\text{H}_2$  [40]. Максимальное давление газа определяется давлением прорыва через буфер, для кристаллических пород примерно равным сумме гидростатического давления и давления набухания бентонита.

Влияние водорода на целостность контейнера из УС двояко [29, 41]. Так как диффузия водорода (в атомарной форме) в феррите достаточно высока, водород будет диффундировать внутрь контейнера, снижая перепад давлений снаружи и внутри контейнера. Влияние данного процесса можно рассматривать как положительное. Но повышенное парциальное давление  $\text{H}_2$  в УС приводит к ухудшению механических свойств УС, особенно к снижению вязкости разрушения [42].

Скорость диффузии  $\text{H}_2$  через стенки контейнера определяется двумя процессами: коэффициентом диффузии и скоростью образования. Оценим количественно временные масштабы данных процессов.

### 8.1 Диффузия.

Анализ диффузии  $\text{H}_2$  внутрь и из воздушных полостей внутри контейнера основан на результатах [Turnbull (2009)]. Стационарный поток атомов водорода через стенку контейнера,  $J_{ss}$  [ $\text{г/см}^2/\text{с}$ ], равен

$$J_{ss} = \frac{D_L c_0}{L}, \quad (38)$$

где  $D_L$  [ $\text{см}^2/\text{с}$ ] – коэффициент диффузии атомов водорода в кристаллической решетке,  $L$  [ $\text{см}$ ] – толщина стенки,  $c_0$  – концентрация водорода в кристаллической решетке на поверхности контейнера (в (38)  $c_0$  предполагается постоянной, а концентрация внутри контейнера - нулевой)<sup>8</sup>.

В аэробных условиях ПГЗРО, при наличии воды в контейнере давление водорода внутри будет больше, чем снаружи, и  $\text{H}_2$  будет диффундировать из контейнера. При достижении в ПГЗРО анаэробных условий (примерно через 100 лет после его закрытия в рассматриваемом сценарии), на поверхности кон-

<sup>8</sup> Эти предположения покрывают имеющиеся неопределенности в оценках  $D_L$ .

тейнера может сформироваться газовая фаза с максимальным давлением до ~13 МПа, и начнется диффузия  $H_2$  с поверхности в незаполненный объем контейнера. Как будет показано ниже, время, в течение которого внутреннее и наружное давления водорода выровняются, составит порядка 1000 лет, и миграцией водорода наружу в течение относительно короткой аэробной фазы пренебрегается.

В оценках  $D_L$ , зависящих от температуры, имеются значительные неопределенности. В [32] приведены минимальные, максимальные и принятые для дальнейших оценок коэффициентов диффузии (таблица 1)

**Таблица 1 – Минимальные, максимальные и усредненные на основе десятичных логарифмов значения  $D_L$  для различных температур ( $cm^2/c$ ) [32]**

| $D_L$  | 90 <sup>0</sup> C   | 70 <sup>0</sup> C   | 50 <sup>0</sup> C   | 40 <sup>0</sup> C   |
|--------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| мин.   | $2,0 \cdot 10^{-6}$ | $1,1 \cdot 10^{-6}$ | $5,4 \cdot 10^{-7}$ | $3,3 \cdot 10^{-7}$ |
| макс.  | $3,2 \cdot 10^{-5}$ | $2,7 \cdot 10^{-5}$ | $2,2 \cdot 10^{-5}$ | $1,9 \cdot 10^{-5}$ |
| средн. | $8,0 \cdot 10^{-6}$ | $5,4 \cdot 10^{-6}$ | $3,4 \cdot 10^{-6}$ | $2,5 \cdot 10^{-6}$ |

Давлению 13 МПа при  $T = 30^0C$  соответствует массовая концентрация  $H_2$   $c_0 \approx 5,2 \text{ кг/м}^3$ . Принимая  $D_L(30^0C) = 2 \cdot 10^{-6} \text{ см}^2/c$ ,  $L = 8 \text{ см}$ , значение  $J_{ss}$  составит  $\approx 1,3 \cdot 10^{-8} \text{ кг/(м}^2 \cdot c)$ .

Давление водорода,  $P$ , внутри свободного объема внутри контейнера,  $V$ , будет зависеть от времени  $t$  как

$$P(t) = J_{ss} \frac{A RT}{2 V} t, \quad (39)$$

где  $t$  – время,  $A$  – площадь внутренней поверхности контейнера ( $\approx 5,9 \text{ м}^2$ ),  $R = 8,31 \text{ Дж/моль/К}$  – универсальная газовая постоянная,  $T [K]$  – температура. Фактор 2 в знаменателе (39) учитывает тот факт, что диффундирующие атомы водорода выходят во внутренний объем в виде молекул  $H_2$ . При средней температуре  $T = 303 K$

$$P[Pa] = 5,36 \cdot 10^{-4} t[c], \quad (40)$$

и для достижения давления 13 МПа потребуется около 770 лет.

## 8.2 Оценка влияния водородного охрупчивания на механическую прочность контейнера

Для предварительных оценок будем полагать, что в анаэробных условиях происходит растворение УС с образованием гидроксида железа



и из одного моля  $Fe$  образуется один моль водорода. При площади внешней поверхности контейнера  $\varnothing 0,735 \times 3,16 \text{ м}$  (толщина стенки контейнера на рисунке 1  $\sim 8 \text{ см}$ ) – примерно  $8,1 \text{ м}^2$ , при скорости анаэробной коррозии  $2,5 \cdot 10^{-6} \text{ м/год}$  за год корродирует  $2 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3$  (около 160 г или 2,85 г-моля)  $Fe$ . При этом образуется 2,85 (5,7 г) моля водорода, который будет диффундировать через стальную оболочку внутрь контейнера<sup>9</sup> и накапливаться в свободных от ОВАО полостях [41], объем которых,  $V$ , в соответствие с расчетной моделью составит примерно  $0,18 \text{ м}^3$  (см. рисунок 1).

Создаваемое продиффундировавшим внутрь контейнера  $H_2$  давление  $P$  предполагаемого идеальным газом, в соответствии с уравнением состояния идеального газа составит

<sup>9</sup> Рассматривается максимальная концентрация  $H_2$  в контейнере, поэтому частичное растворение  $H_2$  в ПВ консервативно не рассматривается.

$$P = \frac{nRT}{V}, \quad (42)$$

где  $n = 2,85$  – число молей  $H_2$ ,  $R = 8,31$  Дж/моль/К – универсальная газовая постоянная,  $T$  [К] – температура, среднее значение которой на период 1000 лет принимается равным  $30^{\circ}C = 303$  К. При принятых значениях максимальное избыточное давление  $H_2$  внутри контейнера, которое может формироваться за год при анаэробной коррозии, составит примерно  $4 \cdot 10^4$  Па, и, соответственно, для достижения давления 13 МПа потребуются около 325 лет.

В соответствии с проведенными оценками, время накопления газа внутри контейнера до достижения равновесного давления с внешним, будет определяться диффузией  $H_2$  через стальную оболочку контейнера.

Для прорыва через бентонитовый буфер, газовой фазе, образующейся на поверхности контейнера, необходимо преодолеть сумму давлений:

- гидростатического, определяемого глубиной расположения ПГЗРО (при глубине 500 м – около 5 МПа);

- некоторого порогового давления, необходимого для вытеснения поровой воды из бентонита. Величина этого давления примерно соответствует давлению набухания, которое, в свою очередь зависит от параметров бентонитового буфера (см. раздел 2).

Пока примем, что формирование газовой фазы на поверхности контейнера может происходить до давления примерно 7 - 13 МПа, после чего произойдет выход газовой фазы за пределы бентонитового буфера в форме вытеснения поровой воды или в форме прорыва с нарушением сплошности материала.

При скорости формирования газовой фазы  $4 \cdot 10^4$  Па/год, ориентировочное время формирования газовой фазы до давления 7 МПа составит  $7 \cdot 10^6 / 4 \cdot 10^4 = 175$  лет, до давления 13 МПа – 325 лет. В обоих случаях времена формирования давления, достаточного для выхода газовой фазы за пределы ближней зоны, существенно меньше 1000 лет.

Пороговая концентрация водорода,  $C_H^0$ , при которой начинается существенное охрупчивание УС, уменьшается как при повышении pH, что указывает на более низкую восприимчивость материала к развитию НИС в буфере из цемента, так и, возможно, при повышении содержания [Cl-]. При увеличении [HS<sup>-</sup>]  $C_H^0$  снижается. Влияние различных параметров окружающей среды на общую концентрацию поглощенного водорода изучалось в [43]. При почти нейтральных значениях pH, и низких концентрациях в ПВ ионов хлора и сульфидов, значение критической концентрации водорода в углеродистой стали  $C_H^0$  составляет примерно  $0,8$  моль/м<sup>3</sup> (для стали 1 моль/м<sup>3</sup> поглощенного  $H_2$  соответствует около 0,127 ppm по массе).

Оценим максимальную концентрацию водорода в УС, предполагая наличие газовой фазы водорода на поверхности контейнера с давлением 7-13 МПа. Растворимость водорода в УС описывается уравнением [44,45]

$$C = 2,3 \cdot 10^{-3} \sqrt{P} \exp\left(-\frac{\Delta H}{RT}\right), \quad (42)$$

где  $C$  – число атомов водорода на атом железа;  $P$  – парциальное давление  $H_2$ , атм (7 МПа  $\approx$  70 атм, 13 МПа  $\approx$  130 атм) ;  $\Delta H$  – теплота растворения (27,2 кДж/моль);  $R$  – газовая постоянная (8,314 Дж/моль/К);  $T$  – абсолютная температура.

При  $80^{\circ}C$  ( $T = 353$  К) и  $P = 70$  атм  $C \approx 1,8 \cdot 10^{-6}$ ; при  $P = 130$  атм  $C \approx 2,5 \cdot 10^{-6}$ . Принимая атомный вес Fe = 55,8 г/моль, значения  $C$  будут соответствовать массовым концентрациям 0,03 – 0,045 ppm, что существенно меньше предела для начала водородного охрупчивания  $C_H^0 = 0,8 \cdot 0,127 \approx 0,1$  ppm. Таким образом, в сделанных предположениях возникновение локальной коррозии под напряжением и за счет водородного охрупчивания маловероятно при отсутствии мест концентрации водорода, типа примесей или дефектов в материале.



## Заключение

В данной работе рассмотрены некоторые аспекты прочностных свойств контейнера из углеродистой стали для захоронения РАО класса 1 в кристаллических породах в буфере из компактированного бентонита, а именно:

- 1) проведены оценки минимальной толщины цилиндрической обечайки, а также дна и крышки контейнера по критерию изостатического давления 10 МПа (требование НП-093-14) в соответствии с ГОСТ [4];
- 2) рассмотрено воздействие нагрузок, связанных неравномерным набуханием бентонитового буфера;
- 3) проведены оценки требуемого запаса на толщину оболочки контейнера на коррозию в условиях эксплуатации и после закрытия ПГЗРО;
- 4) проведены оценки минимальной толщины оболочки контейнера по критерию ограничения скорости коррозии, обусловленной радиолизом;
- 5) проведены оценки водородного охрупчивания оболочки контейнера.

Полученные по рекомендациям [4] для *изостатического давления 10 МПа* (без учета иных воздействий) расчетные значения толщины цилиндрической обечайки,  $s_p$ , и толщины плоской крышки/днища,  $s_{1p}$ , составляют, соответственно,  $s_p = 27$  мм и  $s_{1p} = 70,1$  мм.

Неравномерное набухание в долгосрочной перспективе может быть связано с отклонением геометрии скважин от идеальной (изгиб скважины в форме банана и выкрашивание горной породы) и связано с разными соотношениями по высоте контейнера толщины колец из прессованного бентонита и ширины зазора между кольцом и поверхностью скважины, который заполняется бентонитовыми пеллетами. Возникающий при этом изгибающий момент может существенно превышать неравномерность набухания, связанную с поступлением воды в процессе насыщения бентонитового буфера.

Применение для данного эффекта максимально консервативного подхода (ГОСТ для сосудов под давлением и крайне маловероятные дефекты геометрии скважин) для прочностных оценок толщины оболочки контейнера из УС для захоронения РАО класса 1 и бентонита типа МХ-80 показало, что использование относительно тонкостенного контейнера из УС не реально – требуемая толщина оболочки превышает 300 мм, что явно нецелесообразно по технологическим причинам. В то же время, более реалистичные оценки по пределу текучести УС и прочностному критерию фон-Мизеса показывают, что минимальная толщина оболочки составляет 135 мм, что соответствует толщине контейнеров для глубинного захоронения ОЯТ и РАО в зарубежных концепциях. По-видимому, для оценок минимальной толщины контейнеров для ПГЗРО должны применяться более реалистичные оценки.

Рассмотрение возможности применения в качестве буфера природного бентонита из месторождения «10-й Хутор» в той же геометрии, показало, что прочностные критерии по ГОСТ [4] и значения изостатического давления 10 МПа соблюдаются при толщине оболочки контейнера 41 мм. Однако, данный эффект связан с существенно меньшим давлением набухания данного бентонита по сравнению с МХ-80 при тех же значениях сухой плотности. Хотя получаемое с для Хакасского бентонита минимальное значение давление набухания (~ 2 МПа в зарубежных концепциях) может быть достигнуто при относительно небольшом увеличении толщины буфера (~ 320 мм при  $\rho_k = 1,752$  г/см<sup>3</sup>), данное решение требует проведения комплексных оценок безопасности, в основном - радиационных, так как изоляционные свойства такого буфера будут существенно уступать принятым в зарубежных концепциях.

В рассматриваемой в настоящее время концепции для ПГЗРО НКМ предполагается размещение нескольких контейнеров в скважине, и, следовательно, скважины *большой* глубины, чем в концепции KBS-3V. Очевидно, что чем глубже скважина, тем более вероятны ее отклонения от проектных размеров, *большие* зазоры между контейнером и стенками скважины, и как следствие – *большая* доля объема буфера, занимаемая пеллетами и его меньшая эффективная плотность. Таким образом, при «многоэтажном» размещении контейнеров в скважине возможны технологические трудности при достижении необходимой плотности бентонитового буфера при его закладке.

Меньшая пластичность природного бентонита по сравнению с МХ-80 затрудняет изготовление из него колец большого диаметра. По-видимому, при необходимости сооружения буферного слоя отно-

сительно большого диаметра он неизбежно будет представлять аналог «кирпичной кладки», с неизбежными зазорами между блоками небольших размеров, и дополнительным снижением эффективной плотности бентонита.

Выбор буфера из максимально набухающего Na-бентонита, типа МХ-80, или природного Са,Na-бентонита зависит от возможности строгого соблюдения геометрии скважин и возможности обеспечения высоких значений сухой плотности буфера. Для длинных, с «гуляющей» геометрией скважин, больших технологических зазоров и невысокой эффективной плотности бентонита в закладке, единственным путем устранения перечисленных факторов может быть лишь применение глин, обладающих большими значениями увеличения объема и давления набухания.

Запас толщины оболочки на коррозию в течение 1000 лет (критерий сохранения изолирующей способности контейнера по НП-093-14), составляет около 15 мм, из которых 13 мм связано с консервативными оценками для аэробной коррозии в период первых 100 лет, и 2 мм – для анаэробной коррозии за следующие 900 лет. Однако, требование сохранения изолирующей способности контейнера в течение 100 000 лет (характерное значение для зарубежных ПГЗРО в кристаллических породах) потребует увеличения толщины оболочки примерно до 120 мм.

Для характерных излучательных характеристик РАО класса 1 минимальная толщина контейнера, при которой мощность дозы на его поверхности не превысит 1 Гр/час составит примерно 8 см, а 10 Гр/час – примерно 4 см. Второе значение более реалистично, учитывая имеющиеся (хотя и весьма ограниченные) данные по пороговому ускорению коррозии, связанной с радиолизом.

Проблема водородного охрупчивания не приведет к существенному ухудшению прочностных свойств контейнеров по рассмотренным критериям, однако может оказаться существенной при учете дефектов материала или сварочного шва в оболочке контейнера. Этот вопрос в данной работе не рассматривался и должен стать предметом будущих работ.

Данная работа является первой попыткой количественных оценок минимальной толщины оболочки контейнеров из углеродистой стали, предназначенных для глубинного захоронения РАО класса 1 (ОВАО ФГУП «ПО «Маяк») в кристаллических породах. С учетом ряда неопределенностей, существующих для принципиальных аспектов концепции захоронения, данное рассмотрение следует считать не конечным результатом, а, скорее, методическими рекомендациями к количественным оценкам рассмотренных проблем. Из результатов работы также следует, что при выборе тех или иных технических решений, необходимо применение комплексного подхода, учитывающего весь спектр особенностей, событий и процессов техногенного и природного характера. Применение максимально консервативных оценок в некоторых случаях явно неправомерно.

Тем не менее, даже предварительные оценки показывают, что минимальная толщина оболочки контейнера для рассмотренной концепции, оцененная по зарубежным критериям, должна составлять не менее 120-150 мм. Формальное применение российских нормативов, вместе с применением природного бентонита из ближайшего месторождения, позволяют ограничить толщину оболочки примерно 6 сантиметрами, однако данное решение должно быть подтверждено комплексными оценками безопасности ПГЗРО.

При анализе альтернативных концепций захоронения для НКМ примем, что необходимо безопасное захоронение первичных упаковок РАО класса 1 (ОВАО ФГУП «ПО «Маяк») – 4500 пеналов или  $4500 \times 3 = 13500$  бидонов на площади  $300 \times 700 = 2,1 \cdot 10^5$  м<sup>2</sup>. Простой анализ показывает, что характерное расстояние между осями пеналов при их размещении по одному в вертикальных скважинах составит 6,8 м. С учетом тепловыделения ОВАО и критериев приемлемости горных пород, включая их прочность при таком количестве выработок (пустот), которые должны обеспечить столь плотное размещение упаковок, и необходимость избежать пересечения или близкого расположения разрывных нарушений, данный вариант едва ли будет приемлемым. Более подходящим представляется вариант при расположении нескольких пеналов (или иных упаковок) в вертикальных или горизонтальных скважинах. Рассмотрим размещение нескольких упаковок в скважинах с бентонитовым буфером, в качестве которого может выступать природный или Са-бентонит и Na-бентонит типа МХ-80.

Вытекающие из проведенного в данной работе рассмотрения «плюсы» и «минусы» данных вариантов приведены в таблице 2.

**Таблица 2 – Сравнительный анализ размещения нескольких упаковок с ОВАО в скважинах с бентонитовым буфером.**

| Фактор   | Буфер из природного или Са-бентонита | Буфер из На-бентонита (аналог МХ-80) | Примечание   |
|--|--------------------------------------|--------------------------------------|--|
| Толщина оболочки стального контейнера  | $\geq 50$ мм                         | $\geq 120$ мм                        | Для МХ-80 определяется, в основном, несимметричным давлением набухания бентонита в неидеальных скважинах   |
| Толщина буфера   | $\geq 260$ мм                        | $\geq 100$ мм                        | Определена по критерию давления набухания 2 МПа при значении сухой плотности колец 1,75 г/см <sup>3</sup> . Необходимы оценки исходя из требуемой задержки переноса радионуклидов.   |
| Возможность изготовления элементов буфера требуемых размеров и плотности   | Проблематична                        | Доказана на практике                 | Для Са-бентонита требуется разработка технологии. Так, например, уже при сухой плотности колец 1,6 г/см <sup>3</sup> и тех же технологических зазорах минимальная толщина колец превышает 2 м  |
| Требования к геометрии скважин (искривление, вывалы ГП) по критерию значения эффективной сухой плотности           | Крайне жесткие                       | Умеренные                            | Большие технологические зазоры между контейнером-кольцом и кольцом-скважиной для Са-бентонита потребуют высоких значений сухой плотности. Необходима информация о реально достижимых отклонениях геометрии скважин в НКМ длиной свыше 20 м от идеальной. |
| Требования к геометрии скважин (искривление, вывалы ГП) по критерию несимметричного давления набухающего бентонита | Умеренные                            | Жесткие                              |  |

Проведенный анализ рассмотренных концепций показывает важность соблюдения геометрии скважин. Для На-бентонита основным критерием является несимметричное давление набухания бентонита в неидеальной скважине, которое может быть скомпенсировано толщиной оболочки (прочностью) контейнера. Для Са-бентонита необходимы минимальные технологические зазоры между буфером и скважиной, а также между контейнером и буфером для достижения минимально необходимого давления набухания бентонита.

## Список литературы

1. Богатов С.А., Крючков Д.В., Уткин С.С., Павлов Д.И., Сыченко Д.В. Вариант захоронения РАО класса 1 в сильно трещиноватых кристаллических породах. «Радиоактивные отходы» №3(12), 2020 – (в печати)
2. Богатов С.А., Блохин П.А., Козлов П.В., Ремизов М.Б. Оценочный расчёт активности некоторых долгоживущих радионуклидов в составе РАО класса 1 – остеклованных ВАО, образующихся при переработке ОЯТ реакторов ВВЭР. Вопросы радиационной безопасности № 2, 2019 – сс. 39-46
3. Ремизов М. Б., Козлов П. В., Логунов М. В., Колтышев В. К., Корченкин К. К. Концептуальные и технические решения по созданию на «ПО «Маяк» установок остекловывания текущих и накопленных жидких ВАО. Вопросы радиационной безопасности № 3, 2014 - сс. 17—25.
4. Сосуды и аппараты. Нормы и методы расчета на прочность. ГОСТ 14249-89, ИПК Издательство стандартов. Москва, 1989 – 55 с.
5. Long-term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar – a first evaluation Main Report of the SR-Can project. SKB TR-06-09. Svensk Kärnbränslehantering AB, 2006.
6. King, F., Lilja, C., Pedersen, K., Pitkänen, P. & Vähänen, M. An update of the state-of-the-art report on the corrosion of copper under expected conditions in a deep geologic repository. SKB TR-10-67, 2011.
7. Masurat, P. Potential for corrosion in disposal systems for high-level radioactive waste by *Meiothermus* and *Desulfovibrio*. Doctoral thesis. Göteborg University, Sweden, 2006.
8. Design premises for a KBS-3V repository based on results from the safety assessment SR-Can and some subsequent analyses. SKB Technical Report TR-09-22. Svensk Kärnbränslehantering AB, 2009.
9. Long-term safety for the final repository for spent nuclear fuel at Forsmark. Main report of the SR-Site project. SKB Technical Report TR-11-01. Svensk Kärnbränslehantering AB, 2011.
10. Börgesson L., Johannesson L.-E., Sandén T, Hernelind J. Modelling of the physical behaviour of water saturated clay barriers. Laboratory tests, material models and finite element application. SKB TR-95-20. Svensk Kärnbränslehantering AB, 1995.
11. Design, production and initial state of the buffer. SKB TR-10-15, Svensk Kärnbränslehantering AB, 2010.
12. Крупская В. В., Закусин С. В., Лехов В. А., Доржиева О. В., Белоусов П. Е., Тюпина Е. А. Изоляционные свойства бентонитовых барьерных систем для захоронения радиоактивных отходов в Нижнеканском массиве. «Радиоактивные отходы», №1(10), 2020 – сс. 35-55.
13. Juvankoski M., Ikonen K., Jalonen T. Buffer Production Line 2012. Design, Production and Initial State of the Buffer. Posiva Oy Report POSIVA 2012-17, December 2012 – 166 p.
14. Федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии "Критерии приемлемости радиоактивных отходов для захоронения" (НП-093-14). Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2014 – 25 с.
15. Börgesson L., Johannesson L.-E., Raiko H. Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution. SKB Document ID 1206894, 2009 – 25 с.
16. Gere J.M., Timoshenko S.P. Mechanics of materials. PWS Publishing Company, 1997 – 549 p.
17. ГОСТ 535-2005. Прокат сортовой и фасонный из стали углеродистой обыкновенного качества. Общие технические условия
18. Shoesmith, D.W., F. King, and B.M. Ikeda. An assessment of the feasibility of indefinite containment of Canadian nuclear fuel wastes. Atomic Energy of Canada Limited Report, AECL 10972, 1995.
19. Data for a representation of physical containment in a repository-scale model. Report to Nirex #SA/ENV-0658, Issue 2, March 2007 – 116 p.
20. Honda, A., T. Teshima, K. Tsurudome, H. Ishikawa, Y. Yusa and N. Sasaki. Effect of compacted bentonite on the corrosion behaviour of carbon steel as geological isolation overpack material. Materials Research Society Symposium Proceedings 212 (Materials Research Society, Pittsburgh, PA), 1991 - .pp. 287-294.
21. Carlson, L., Karnland, O., Oversby, V.M., Rance, A., Smart, N., Snellman, M., Vähänen M. and Werme, L.O. Experimental studies of the interactions between anaerobically corroding iron and bentonite. Physics and Chemistry of the Earth 32, 2007 – pp. 334–345.
22. Wilson J., Savage D., Bond A., Watson S., Pusch R., Bennett D. Bentonite. A Review of key properties, processes and issues for consideration in the UK context. QRS-1378ZG-1, Version 1.1, February 2011 – 145 p.
23. King, F. Overview of a carbon steel container corrosion model for a deep geological repository in sedimentary rock. Nuclear Waste Management Organization Technical Report, NWMO TR-2007-01, 2007.

24. H12: Project to establish the scientific and technical basis for HLW disposal in Japan. Japan Nuclear Cycle Development Institute, Supporting Report 2, Repository Design and Engineering Technology, 2000.
25. King F. Durability of High Level Waste and Spent Fuel Disposal Containers - an overview of the combined effect of chemical and mechanical degradation mechanisms. Appendix B.2 - Corrosion of Carbon Steel. Appendix B.2. AMEC Report 17967/TR/03 App B.1, December 2016 – 42 p.
26. Landolt, D., A. Davenport, J. Payer, and D. Shoosmith. A review of materials and corrosion issues regarding canisters for disposal of spent fuel and high-level waste in Opalinus clay. Nagra Technical Report, NTB 09-02, 2009.
27. King, F. Stress corrosion cracking of carbon steel used fuel containers in a Canadian deep geological repository in sedimentary rock. Nuclear Waste Management Organization Technical Report, NWMO TR-2010-21, 2010.
28. Meleshyn A. Yu. Carbonate dissolution and CO<sub>2</sub> release in bentonites at elevated temperatures. Radioactive Waste № 2 (7), 2019 – pp. 53-61
29. King F. Hydrogen effects on carbon steel used fuel containers. Nuclear Waste Management Organization Technical Report, NWMO TR-2009-29, 2009.
30. Turnbull A. A review of the possible effects of hydrogen on lifetime of carbon steel nuclear waste canisters. Nagra Technical Report, NTB 09-04, 2009.
31. King F. Corrosion of carbon steel under anaerobic conditions in a repository for SF and HLW in Opalinus Clay. Nagra Technical Report 08-12, 2008.
32. Sanderson D., Gardner P., King F., Sarah Watson S. The use of failure assessment diagrams to evaluate the durability of HLW and spent fuel waste containers. AMEC Report 17697/TR/05, RWM, May 2015 – 244 p.
33. Shoosmith, D.W. and F. King. 1999. The effects of gamma radiation on the corrosion of candidate materials for the fabrication of nuclear waste packages. Atomic Energy of Canada Limited Report, AECL-11999.
34. King, F., S. Watson, J. Wilson, J. Mackenzie. 2011a. Corrosion of candidate HLW/spent fuel container materials in generic environments – operational aspects. Quintessa Report for the UK Nuclear Decommissioning Authority, QRS-1525A-R1 Version 1.0, available from <http://www.nda.gov.uk/documents/biblio/search.cfm>.
35. NDA. Standardised disposal container for HLW and spent fuel conceptual design report. Appendix E Shielding assessments. NDA report, Issue 2, September 2013.
36. S. A. Bogatov, E. F. Mitenkova, and N. V. Novikov. The Radiation Characteristics of the Transport Packages with Vitrified High-Level Waste. Physics of Atomic Nuclei, Vol. 77, No. 11, 2015 - pp. 115–122.
37. Новые документы. Стратегия создания пункта глубинного захоронения радиоактивных отходов. Радиоактивные отходы, №2(3), 2018 – сс. 114-120.
38. Баторшин Г.Ш. Стратегия обращения с жидкими радиоактивными отходами на ПО «Маяк». Безопасность ядерных технологий и окружающей среды №1, 2011 – сс. 79-88.
39. MicroShield. User's Manual, Grove Software Inc., 2011 – 133 p.
40. King F. Gaseous hydrogen issues in nuclear waste disposal. In Gaseous Hydrogen Embrittlement of Materials in Energy Technologies. Volume 1: The Problem, Its Characterisation and Effects on Particular Alloy Classes, R.P. Gangloff and B.P. Somerday (eds.), Woodhead Publishing (Oxford), Chap. 4, 2012 - pp.126-148.
41. Turnbull, A. 2009. A review of the possible effects of hydrogen on lifetime of carbon steel nuclear waste canisters. Nagra Technical Report, NTB 09-04.
42. San Marchi, C. and B.P. Somerday. Technical reference on hydrogen compatibility of materials. Sandia National Laboratories Report, SAND2008-1163, 2008.
43. King, F., J. Been, and L. Yang. The effects of bicarbonate, chloride, sulphate and CO<sub>2</sub> on pitting, crack initiation and propagation of low-pH SCC. Gas Research Institute Final Report (Gas Technology Institute, Des Plaines, IL), GRI-04/0096, 2005.
44. Гельд П.В., Р.А. Рябов. Водород в металлах и сплавах. – М.: Металлургия, 1974. – 272 с.
45. Колачев, Б.А. Водородная хрупкость металлов. – М.: Металлургия, 1985. – 216 с.