

# Исследование ползучести каменных солей и применение в инженерных расчетах конструкции скважин

## А.В. Носиков

заместитель начальника отдела мониторинга геомеханических моделей в процессе бурения<sup>1</sup>  
a.nosikov@ggr.gazprom.ru

## С.А. Коротков

начальник отдела мониторинга геомеханических моделей в процессе бурения<sup>1</sup>  
s.korotkov@ggr.gazprom.ru

## Е.Ю. Трясин

начальник отдела геомеханического моделирования<sup>1</sup>  
e.tryasin@ggr.gazprom.ru

## К.В. Торопецкий

заместитель генерального директора по науке<sup>2</sup>  
ktoropetsky@nsknipi.ru

## Б.О. Михайлов

начальник научно-аналитического управления<sup>2</sup>  
bmikhailov@nsknipi.ru

## Г.А. Борисов

к.ф.-м.н., генеральный директор<sup>2</sup>  
gborisov@nsknipi.ru

<sup>1</sup>ООО «Газпром геологоразведка», Тюмень, Россия

<sup>2</sup>ООО «НовосибирскНИПИнефть», Новосибирск, Россия

**Сочетание условий залегания (напряженно-деформированного состояния и температуры) и реологии (ползучесть) горных пород в определенных горизонтах, в особенности для каменных солей, приводит к концентрации напряжений в процессе строительства и/или эксплуатации скважин, что приводит к разрушению конструкции скважин. Поэтому отбор и исследование реологических**

## Введение

Проявление ползучести горных пород при бурении [1] и креплении [2] ствола скважины может представлять серьезную проблему, поэтому требуется моделирование соответствующих явлений с использованием вязко-упруго-пластической модели среды для проектирования строительства скважин. Именно для этого необходима информация о значениях констант ползучести. Также знание констант ползучести каменных солей важно при проектировании и строительстве подземных хранилищ газа в соляных кавернах [2]. Каверны в массивах каменных солей являются идеальными хранилищами не только для газа, но и для разнообразных промышленных отходов, поскольку соли являются идеальными флюидоупорами. Все материалы в большей или меньшей степени подвержены ползучести, но наиболее сильно среди горных пород — каменные соли и угли. Среди каменных солей ползучесть возрастает в ряду: галит (NaCl), сильвинит (NaCl·KCl), карналлит (KCl·MgCl<sub>2</sub>·6H<sub>2</sub>O), бишофит (MgCl<sub>2</sub>·6H<sub>2</sub>O), тахигидрит (CaCl<sub>2</sub>·2MgCl<sub>2</sub>·12H<sub>2</sub>O) [3].

Принимая во внимание, что каменные соли повсеместно встречаются в разрезах Восточной Сибири, то отбор и исследование реологических характеристик (ползучесть) каменных солей следует ввести в практику. Для разрезов Западной Сибири каменные соли нехарактерны, но нередко встречаются каменные угли, которые по своим механическим характеристикам очень близки к каменным солям [4].

В данной работе будут рассмотрены результаты лабораторных исследований ползучести каменных солей, отобранных из скважины на месторождении в Восточной Сибири и применение полученных

результатов для прочностных расчетов при выборе обсадных колонн.

## Анализ инцидентов со сминанием обсадных колонн

Авторами были проанализированы инциденты со сминанием обсадных колонн на двух площадях месторождения в Восточной Сибири. Всего зафиксировано девять инцидентов со сминанием обсадных колонн: семь инцидентов приурочено к усольской свите (глубины 1600 м для площади А и 2000–2400 м для площади Б), по одному к ангарской и бельской свитам (глубины 1500–1600 м для площади Б). Инциденты возникали при испытаниях на приток и освоении при бурении или цементации, а также при пробной эксплуатации. Как показал анализ, в местах сминания были установлены обсадные колонны номинальных диаметров 146 мм (толщина стенки — 7.5–9.5 мм), 168 мм (толщина стенки — 10.6 мм) и 219 мм (толщина стенки — 8.0 мм) низшего класса прочности (Д). Перечень инцидентов и соответствующих условий приведен в таб. 1.

Сминание обсадной колонны при испытаниях связано со значительным снижением давления в скважине и, как следствие, превышение допустимой для данной обсадной колонны депрессии. Сминание обсадной колонны при пробной эксплуатации связано не только со снижением давления в скважине, но и ростом сжимающих напряжений вследствие ползучести каменных солей. Следует отметить, что, несмотря на давнюю историю инцидентов со сминанием обсадных колонн, в указанных случаях использовались трубы с низшим классом прочности (Д) и недостаточной толщиной стенки.

## Модели ползучести

Принято рассматривать три вида

Скв. №	Площадь	Номинальный диаметр, мм	Толщина стенки, мм	Глубина, м	Свита	Предельное давление, МПа	Горное давление, МПа	Работы в скважине
хх1	А	219	8	1600	Усольская	11	39	при испытании
хх1	Б	146	9.5	2255	Усольская	34	55	при испытании
хх2	Б	146	9.5	2245	Усольская	34	55	при эксплуатации
хх3	Б	146	8.5	1600	Бельская	29	39	при эксплуатации
хх4	Б	146	9.5	2355	Усольская	34	58	при испытании
хх5	Б	146	8.5	2400	Усольская	29	59	после цементирования
хх6	Б	146	8.5	2000	Усольская	29	49	при испытании
хх7	Б	146	7.5	1500	Ангарская	23	37	при освоении
хх8	Б	168	10.6	2055	Усольская	33	50	после цементирования

Таб. 1 — Инцидент со сминанием обсадных колонн на скважинах площадей А и Б  
Tab. 1 — Incident with casing strings collapse in wells of field A and B

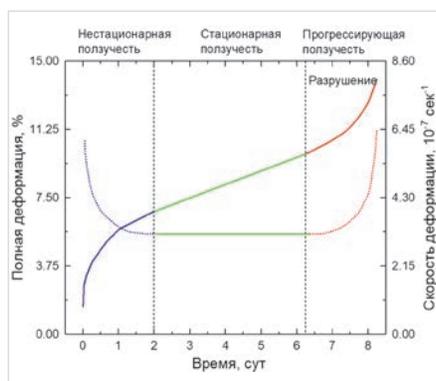
**характеристик каменных солей разреза месторождений Восточной Сибири следует ввести в практику. В работе приводятся результаты лабораторных исследований каменных солей в разрезе одного из месторождений Восточной Сибири и построение упруго-вязко-пластической модели для расчета зависимости давления смыкания на обсадной колонне от времени. Согласно полученным результатам формулируются рекомендации по выбору обсадной колонны при заданном сроке службы конструкции скважины.**

#### Материалы и методы

Ползучесть каменных солей была исследована в лаборатории ООО «НовосибирскНИПИнефть» на полноразмерных образцах керн диаметром 100 мм и длиной 200 мм. Для создания длительного псевдотрёхосного нагружения использовалось силовое нагружающее устройство, позволяющее развивать обжимное давление в диапазоне 0–50 МПа и осевое усилие в диапазоне 0–90 МПа в пересчете на сечение образца. В течение длительного времени (7 суток) обеспечивалось поддержание заданных давлений с точностью не хуже  $\pm 1$  атм, и поддержание температуры с точностью не хуже  $\pm 0,5$  °С. Измерение осевой деформации образца проводилось инкрементным датчиком линейных перемещений с абсолютной погрешностью измерений 10 мкм. На основе полученных данных были откалиброваны общепринятые модели ползучести, на основании которых получены кинетические константы. Данные константы использовались при расчете прочности обсадных колонн, согласно методике Саркисова.

#### Ключевые слова

каменные соли, ползучесть солей, обсадные колонны, модель Нортона-Бейли, реология, стационарная ползучесть, сминание обсадных колонн



Общие		Модель 1		Модель 2	
R, Дж/(моль·К)	8.31	$\ln(D)$ сек <sup>-1</sup>	-2.18	C сек <sup>-1</sup>	8.45E+10
T, °C	40	Qcs, кДж/моль	11.24	n, д.ед.	4.06
$\mu$ , ГПа	8	$\tau_0/\mu_0$ , д.ед.	0.096	Q, кДж/моль	49.45

Таб. 2 — Заложенные модельные константы из данных технической литературы Bayou Choctaw [5]

Tab. 2 — Used model constants from technical literature data, Bayou Choctaw [5]

ползучести: нестационарная затухающая, квазистационарная и нестационарная прогрессирующая [1]. Наглядно смена типов ползучести представлена на рис. 1 (слева). В литературе опубликованы модели как стационарной, так и нестационарной ползучести [1]. В квазистационарном режиме ползучесть характеризуется постоянной скоростью деформаций и определяется внешними факторами, действующими на образец: дифференциальное напряжение (девиатор) и температура.

Выделяют несколько механизмов микроразрушения, ответственных за развитие ползучести, каждый из которых характеризуется диапазоном дифференциального напряжения, температуры и скоростей деформации:

- бездефектное вязкое течение,
- скольжение по дислокациям,
- эшелонирование дислокаций,
- диффузионный механизм [1].

Наглядно механизмы ползучести приведены на рис. 1 (справа). Отметим, что при бездефектном течении происходит упрочнение образца, и ползучесть носит затухающий характер, при этом полная (объемная) деформация соответствует сжатию. При активации скольжения по дефектам ползучесть переходит в квазистационарную фазу, характеризующуюся переходом от объемного сжатия к разуплотнению (дилатансии). При включении механизмов генерации дефектов ползучесть переходит в ускоренную фазу, характеризующуюся сверхлинейным ростом деформаций, который заканчивается разрушением образца.

Во всех моделях стационарной

ползучести [5] дифференциальное напряжение входит степенным множителем, нормированным на модуль сдвига, а температура — экспоненциально по закону Аррениуса. Также существенное влияние на скорость деформации оказывает влажность образца каменной соли [6].

Модель №1 имеет три параметра материала, необходимых для предварительного определения: энергия активации Q, кДж/моль, показатель ползучести n, д.ед., амплитуда деформации C, сек<sup>-1</sup>:

$$\dot{\gamma} = C \cdot \exp(-Q/kT) \cdot (\tau/\mu)^n, \quad (1)$$

где  $\dot{\gamma}$  — скорость деформации, сек<sup>-1</sup>; K — константа Больцмана, Дж/(моль·К);  $\mu$  — модуль сдвига, ГПа;  $\tau$  — дифференциальное напряжение, МПа; T — абсолютная температура, К.

Модель №2 содержит четыре неизвестных параметра материала: энергия активации Q, кДж/моль; амплитуда скорости деформации D, сек<sup>-1</sup>; пороговое дифф. напряжение  $\tau_0$ , МПа; пороговый модуль сдвига  $\mu_0$ , ГПа (экстраполяция к: T = 0 K)

$$\dot{\gamma} = D \cdot \exp\left(-Q/kT \cdot \left(\frac{\tau_0}{\mu_0} - (\tau/\mu)\right)\right). \quad (2)$$

где  $\dot{\gamma}$  — скорость деформации, сек<sup>-1</sup>; K — константа Больцмана, Дж/(моль·К);  $\mu$  — модуль сдвига, ГПа;  $\tau$  — дифференциальное напряжение, МПа; T — абсолютная температура, К.

Пример констант ползучести каменных солей приведен в таб. 2, на основе которого далее будет сформулирована программа исследований.

Температурное расширение каменных солей может создать проблемы при регистрации деформаций в области малых скоростей ползучести, когда эффект теплового расширения за счет суточного дрейфа температур или неоднородностей температурного поля образца сопоставим с полной деформацией ползучести. Из технической литературы известен температурный коэффициент линейного теплового расширения каменных солей [7] в диапазоне 0–50 °С, значение которого составляет  $\sim 3\text{--}4 \cdot 10^{-5}$  °С<sup>-1</sup>. При точности стабилизации температуры 1°С тепловой фон деформации составит  $\sim 3,5 \cdot 10^{-5}$  или 0,0035%.

Модель №3 нестационарной ползучести изложена в работе [1]. Принятая модель содержит 16 неизвестных констант материала, из-за чего применение данной модели для инженерных расчетов достаточно трудоемко.

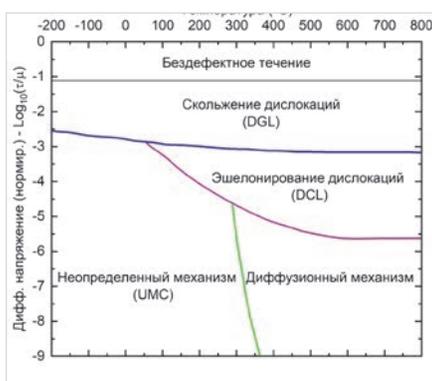


Рис. 1 — Слева — кривые ползучести — зависимости деформаций и скорости деформации от времени (при постоянных температуре и дифференциальном напряжении).

Справа — карта микромеханизмов ползучести (в зависимости от температуры и дифференциального напряжения)

Fig. 1 — On the left — creep curves — deformations and strain rates as a function of time (at constant temperature and differential stress). On the right is a map of creep micromechanisms (depending on temperature and differential stress)

Наконец наиболее универсальной является феноменологическая модель (модель №4), включающая описание всех трех стадий ползучести путем сложения трех независимых компонент [8].

$$\dot{\gamma} = A \cdot (1 - \exp(-t/t_1)) + B \cdot t + C \cdot 1/(t_2 - t) \quad (3)$$

где  $A$  — константа, задающая уровень деформаций при затухающей ползучести, сек<sup>-1</sup>;  $t_1$  — характерное время выхода затухающей ползучести на асимптотическое значение, сек;  $B$  — скорость стационарной ползучести согласно моделям 1 или 2, сек<sup>-1</sup>;  $C$  — скорость ускоренной ползучести, сек<sup>-1</sup>;  $t_2$  — время разрыва, сек.

### Лабораторные исследования

При рассмотрении каменных солей, отобранных из скважин площади Б, выделено три группы, существенно отличающиеся по глубинам залегания и, как следствие, по пластovým термобарическим условиям, краткая характеристика которых приведена в таб. 3. Пластовые давления в каменных солях приняты равными нулю, главные напряжения — в полном соответствии с пороупругой моделью естественных напряжений.

Программа нагружения включает в себя пять последовательных шагов: задание обжимного давления согласно пластovým условиям, осевое нагружение до достижения

требуемого дифференциального напряжения и замер продольных деформаций в течение всего эксперимента. Частота измерения деформаций — не менее 10 раз в час.

В таб. 4 приведена программа исследования ползучести, включающая предполагаемые скорости деформации при соответствующих режимах нагружения для каменных солей (дифференциальное напряжение и температура).

Из таб. 4 видно, что наименьшие скорости деформации соответствуют солям ангарской свиты, как в силу более низких температур (25 °С), так и низких дифференциальных напряжений (9–21 МПа). Соответствующие скорости деформации лежат в диапазоне  $2 \cdot 10^{-10}$ – $9 \cdot 10^{-9}$  сек<sup>-1</sup>. Наибольшую техническую проблему представляет измерение именно малых скоростей деформации, поэтому требуется накопление деформаций в течение длительного времени. При самом наименьшем значении дифференциального напряжения (9 МПа) для набора надежно измеримой деформации (20 мкм) потребуется не менее 6 суток. Заметим, что тепловой фон деформаций не более 0,035%, что в три раза меньше полной деформации на первом шаге — 0,01%.

Также из таб. 4 видно, что наибольшие скорости деформации отвечают солям усольской свиты в силу как больших температур (44 °С), так и больших дифференциальных напряжений (21–50 МПа). Соответствующие скорости деформаций лежат в диапазоне  $3 \cdot 10^{-8}$ – $9 \cdot 10^{-7}$  сек<sup>-1</sup>. Накопленная деформация за все шаги нагружения составляет порядка 15% или в абсолютном выражении 30 мм (при длине образца 200 мм). Ограничение деформаций 15% гарантирует, что образец не разрушится в результате прогрессирующей ползучести на завершающих стадиях нагружения.

Ползучесть каменных солей была исследована в лаборатории ООО «НовосибирскНИПИнефть» на полноразмерных образцах керны диаметром 100 мм и длиной 200 мм. Для создания длительного псевдотрёхосного нагружения использовалось силовонагружающее устройство, позволяющее развивать обжимное давление в диапазоне 0–50 МПа и осевое усилие в диапазоне 0–90 МПа в пересчете на сечение образца. В течение длительного времени (7 суток) обеспечивалось поддержание заданных давлений с точностью не хуже  $\pm 1$  атм, и поддержание температуры с точностью не хуже  $\pm 0,5$  °С. Измерение осевой деформации образца проводилось инкрементным датчиком линейных перемещений с абсолютной погрешностью измерений 10 мкм.

### Результаты

В ходе экспериментов были измерены скорости стационарной деформации при диапазоне дифференциальных напряжений 12–33 МПа и температур 15–50 °С. Полученные значения находятся в диапазоне  $10^{-9}$ – $10^{-6}$  сек<sup>-1</sup>. Отметим, что собственная

Свита	TVD, м	$\sigma_V$ , МПа	$\sigma_H$ , МПа	$\sigma_N$ , МПа	T, °С
Ангарская	1200	30.00	24.00	30.00	25
Булайская	1710	42.75	34.20	42.75	31
Усольская	2860	71.50	57.20	71.50	44

Таб. 3 — Термобарические условия залегания солей, отобранных из скважины площади Б  
Tab. 3 — Thermobaric conditions for salts taken from well of area B

Время, сут	Свита	TVD, м	T, °С	$\tau$ , МПа	Робж, МПа	осось, МПа	Фось, кН	$\gamma \cdot 10^8$ , 1/сек	$\epsilon_{tot}$ , %	$\Delta t_{tot}$ , мкм
6	Ангарская	1200	25	9.01	24.00	42.00	329.95	0.02	0.01	20.20
4				12.00	21.00	45.00	353.52	0.07	0.03	69.81
2				15.00	18.00	48.00	377.09	0.20	0.07	138.07
2				18.00	15.00	51.00	400.66	0.45	0.15	294.17
2				21.00	12.00	54.00	424.22	0.91	0.30	608.34
2	Булайская	1710	31	12.83	34.20	59.85	470.18	0.14	0.02	48.47
2				17.11	29.93	64.13	503.77	0.50	0.11	222.55
1				21.38	25.65	68.40	537.35	1.36	0.23	457.30
1				25.65	21.38	72.68	570.93	3.06	0.49	985.45
1				29.93	17.10	76.95	604.52	6.07	1.02	2033.85
1	Усольская	2860	44	21.47	57.20	100.10	786.39	2.66	0.23	458.96
1				28.61	50.05	107.25	842.56	9.05	1.01	2023.06
1				35.76	42.90	114.40	898.73	23.40	3.04	6073.34
1				42.91	35.75	121.55	954.90	51.00	7.44	14887.65
1				50.06	28.60	128.70	1011.07	98.40	15.95	31899.38

Таб. 4 — Программа исследования ползучести  
Tab. 4 — Creep test schedule



Рис. 2 — Образцы каменных солей  
Fig 2 — Rock salt samples

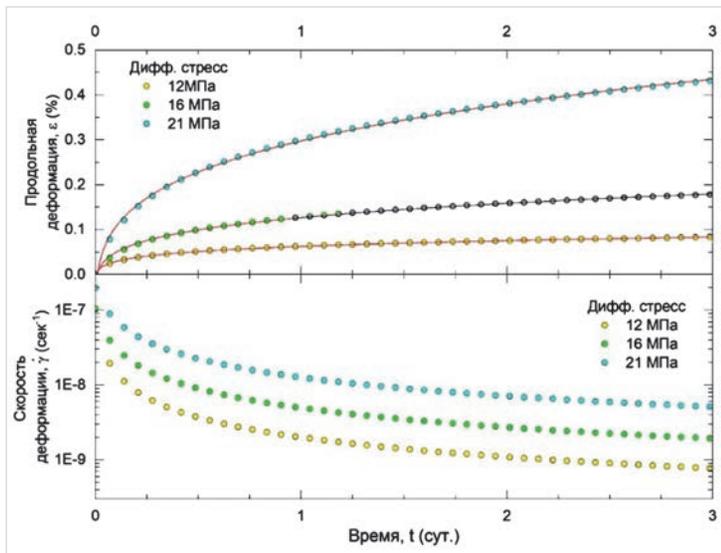


Рис. 3 — Пример кривых продольной деформации и скорости продольной деформации от времени при трех различных дифференциальных напряжениях на образце. На кривых продольной деформации наложены аппроксимирующие кривые

Fig. 3 — Example of axial strain curves and axial strain rates with time on one sample for three differential stresses. On the curves of the axial strain imposed approximated curves

скорость «ползучести» экспериментального оборудования составляет  $\sim 10^{-10}$  сек<sup>-1</sup>, что позволяет уверенно измерять скорости деформаций не менее  $3 \cdot 10^{-10}$  сек<sup>-1</sup>. На рис. 2 изображены образцы каменных солей булайской свиты.

На рис. 3 приведен пример кривых продольной деформации (только деформация ползучести за вычетом упругой составляющей) и скорости продольной деформации от времени при трех различных дифференциальных напряжениях на образце (12, 16 и 21 МПа) и температуре 25°C. На кривых продольной деформации наложены аппроксимирующие кривые вида:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_e \cdot (1 + \alpha \cdot t^\beta) + \varepsilon_0, \quad (4)$$

где  $\varepsilon(t)$  — величина деформации в момент времени  $t$ , д.ед.;  $\varepsilon_e = \tau/\mu$  — упругая деформация, д.ед.;  $\varepsilon_0$  — начальная деформация, д.ед.;  $\alpha$  и  $\beta$  — константы, д.ед., время как правило  $t$  обезразмеривается.

Полученные результаты сведены в таб. 5. По сути константы  $\alpha$  и  $\beta$  аллометрического закона составляют сущность модели ползучести Нортона-Бейли [1], которая явным образом выражает деформации от времени и широко применяется для инженерных расчетов и заложена во все коммерческие

симуляторы CAE FEM. В классической форме уравнение ползучести Нортона-Бейли выглядит следующим образом:

$$\dot{\varepsilon} = A \cdot \sigma^n \cdot t^m, \quad (5)$$

где  $A$ , сек<sup>-1</sup>;  $n$  и  $m$ , д.ед. — константы модели материала.

Очевидно, что константа  $m$  соответствует константе  $\beta$ , а комбинация  $A \cdot \sigma^n$  соответствует константе  $\alpha$ . Однако константы  $\alpha$  и  $\beta$  сами зависят от дифференциального напряжения и температуры, поэтому для прикладных расчетов необходимо иметь возможность масштабировать константы на произвольные условия. Для этого необходимо располагать либо моделью №1, либо №2. Для калибровки модели ползучести были выполнены отдельные серии экспериментов в более широком диапазоне дифференциальных напряжений и температур. Калибровка модели выполнялась методом множественной линейной регрессии согласно модели №2. Результат линейной регрессии изображен на рис. 4.

При калибровке модели №1 на экспериментальные данные были получены следующие константы:  $C = 3,05 \cdot 10^{18}$  сек<sup>-1</sup>,  $n = 6,0$  д.ед.,  $Q = 61$  кДж/моль, что соответствует литературным данным.

Дифф. напряжение, МПа	Стационарная скорость ползучести, $10^{-8}$ сек <sup>-1</sup>	Кинетические константы ползучести	
		$\alpha$	$\beta$
12	0.10	0.25	0.29
16	0.24	0.18	0.34
21	0.63	0.15	0.37

Таб. 5 — Измеренные скорости деформации и кинетические константы ползучести при трех различных дифференциальных напряжениях  
Tab. 5 — Measured strain rates and kinetic creep constants for three differential stresses.

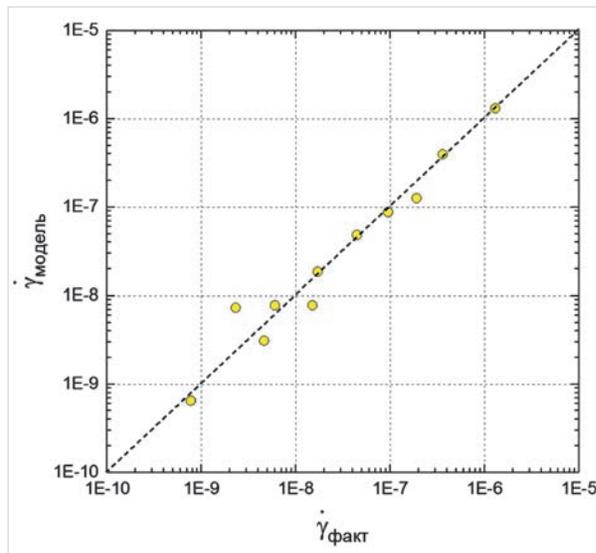


Рис. 4 — Кросс-плот скорости деформации по фактическим замерам и по модели

Fig. 4 — Cross-plot of strain rate by actual measurements and by model

#### Расчет прочностных характеристик обсадных колонн

Прочностные характеристики обсадных колонн были получены согласно руководству [9]. В основе расчетов заложена методика Саркисова:

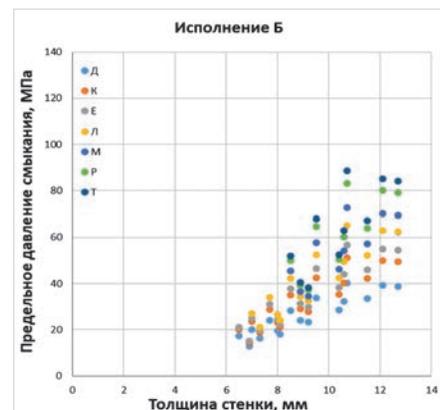
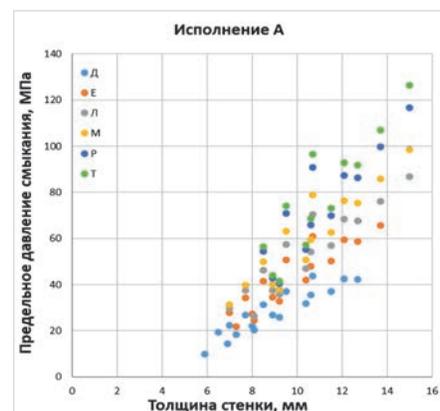


Рис. 5 — Прочностные характеристики обсадных колонн исполнения А и Б  
Fig. 5 — Strength characteristics of casing strapping manufacture classes A and B

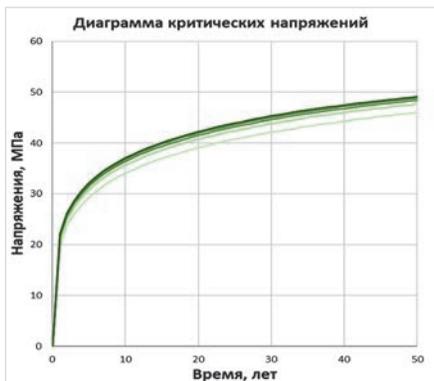
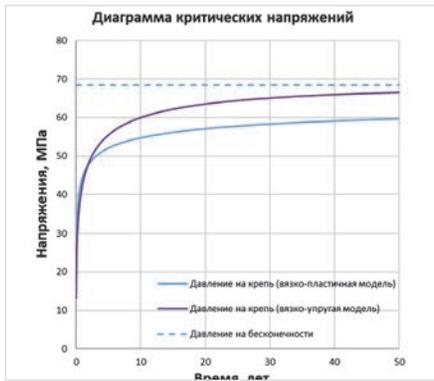


Рис. 6 — Развитие критических напряжений в вязкоупругой и упругопластичной модели. Анализ чувствительности модели критических напряжений (вязкоупругая модель) от параметра кавернозности ствола скважины  
 Fig. 6 – Propagation of critical stresses in viscoelastic and elastoplastic model. Analysis of critical stress model sensitivity (viscoelastic model) for wellbore cavernosity parameter

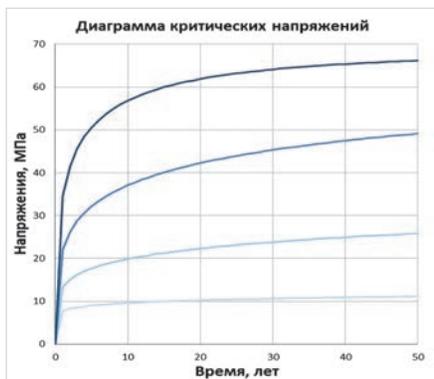
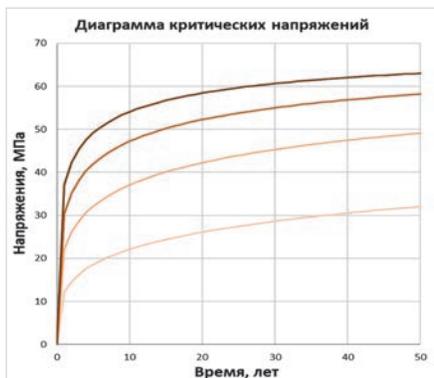


Рис. 7 — Анализ чувствительности модели критических напряжений (вязкоупругая модель) от реологических параметров горных пород  
 Fig. 7 – Sensitivity analysis of critical stress model from rocks rheological characteristics

$$\Delta P_{\text{крит}} = 1.1k_{\text{мин}} \left\{ Y_p + Ek_0^2 \rho \left( 1 + \frac{3e}{2\rho^3 k_{\text{мин}}} \right) - \sqrt{\left[ Y_p + k_0^2 \rho \left( 1 + \frac{3e}{2\rho^3 k_{\text{мин}}} \right) \right]^2 - 4Ek_0^2 \rho Y_p} \right\}, \quad (11)$$

где  $Y_p$  — предел прочности (текучести) материала обсадной колонны, МПа;  $E$  — модуль упругости (Юнга) материала обсадной колонны, ГПа;  $k_{\text{мин}} = \delta_{\text{мин}}/D$ ,  $k_0 = \delta_0/D$ ,  $\rho = \delta_0/\delta_{\text{мин}}$ , д.ед.;  $\delta_{\text{мин}}$  — расчетный параметр  $0,875\delta$ , мм;  $\delta_0$  — расчетный параметр

$0,905-0,918\delta$ , мм;  $\delta$  — номинальная толщина стенки обсадной колонны, мм;  $D$  — внешний диаметр обсадной колонны, мм;  $e = 2(D_{\text{max}} - D_{\text{min}})/(D_{\text{max}} + D_{\text{min}})$  — овальность обсадной колонны, д.ед.;  $D_{\text{max}}$  и  $D_{\text{min}}$  — максимальный и минимальный диаметры обсадной колонны, мм.

Прочностные характеристики для обсадных колонн номинальным диаметром 146,

Номинальный диаметр, мм	Толщина стенки, мм	Группа прочности стали						
		Д	К	Е	Л	М	Р	Т
	$Y_p$ , МПа	380	490	550	650	760	930	1040
Исполнение А. $e = 0.0075$ , $\delta_0 = 0.912$								
146	6.5	19.4						
	7.0	22.4		27.7	29.8	31.3		
	7.7	26.7		34.2	37.4	39.7		
	8.5	31.4		41.6	46.3	50	54.5	56.5
	9.5	37.1		50.7	57.5	63.2	70.8	74.2
	10.7	43.7		61	70.4	78.8	90.7	96.6
	7.3	18.3		21.9				
168	8.0	22.1		27.3				
	8.9	26.9		34.4	37.6	40	42.8	44
	10.6	35.4		47.9	54.2	59.3	65.9	68.7
	12.1	42.6		59.3	68.3	76.3	87.4	92.9
	5.9	9.8						
	6.9	14.4						
	8.1	20.3		24.6	26.3			
178	9.2	25.9		32.8	35.8	37.9	40.4	41.5
	10.4	31.7		42.1	46.9	50.6	55.2	57.3
	11.5	36.9		50.2	57	62.6	69.9	73.2
	12.7	42.3		58.7	67.7	75.4	86.4	91.7
	13.7			65.6	76.2	85.8	99.8	107
	15.0				86.9	98.5	116.6	126.3
	Исполнение Б. $e = 0.01$ , $\delta_0 = 0.900$							
146	6.5	17.4	20.1	21.1				
	7.0	20.1	23.7	25.2	27.2			
	7.7	24.0	28.9	31.1	34.0			
	8.5	28.4	35.0	37.9	42.2	45.6	50.0	51.9
	9.5	33.8	42.5	46.6	52.6	57.8	64.7	67.9
	10.7	40.2	51.3	56.7	65.1	72.6	83.2	88.6
	7.3	16.4	18.9	19.9	21.2			
168	8.0	19.7	23.2	24.7	26.6			
	8.9	24.1	29.1	31.3	34.2	36.6	39.3	40.5
	10.6	32.3	40.3	44.0	49.5	54.2	60.2	63.0
	12.1	39.2	49.9	55.0	63.0	70.2	80.2	85.2
	6.9	12.8	14.5	15.1				
	8.1	18.1	21.2	22.4	24.0			
	9.2	23.3	27.9	29.9	32.5	34.6	37.2	38.2
178	10.4	28.6	35.4	38.3	42.6	46.2	50.6	52.5
	11.5	33.6	42.2	46.1	52.2	57.3	63.9	67.1
	12.7	38.8	49.4	54.4	62.4	69.4	79.2	84.0

Таб. 6 — Прочностные характеристики обсадных колонн в зависимости от класса исполнения и группы прочности  
 Tab. 6 — Strength properties of casing string, depending on the manufacture class and strength grade

168, 178 мм классом прочности Д, Е, Л, М, Р, Т и исполнения А и Б приведены на рис. 8 и в таблице 6. Полученные результаты сверены с ГОСТ 632-80 [10]. Отметим закономерности уравнения (11), имеющие важное прикладное значение:  $\Delta P_{крит}$  в первую очередь зависит от соотношения толщины стенки к диаметру и предела текучести стали, из которой изготовлена труба.

Существенную поправку к  $\Delta P_{крит}$  дает овализация трубы  $e$ , и снижение достигает 20% на каждый 1% овализации ствола. Исполнение А требует  $e = 0,75\%$ , что соответствует снижению прочности на 15%, а исполнение Б требует  $e = 1,5\%$ , что соответствует снижению прочности на 30%.

### Расчет сжимающих напряжений в массиве горных пород

Сжимающее давление, действующее на обсадную колонну через цементную крепь, определяется разностью горного давления в массиве и давления в скважине. Давление в скважине в свою очередь определяется весом флюида, заполняющего скважину (при бурении скважины — это буровой раствор, при эксплуатации скважины — это пластовый флюид). В основу расчетов заложены аналитические решения [11], в том числе, вязкоупругая и вязкопластическая модели.

На рис. 6 (слева) приведен пример развития критических напряжений в вязкоупругой и упругопластичной модели во времени. На рис. 6 (справа) приведен анализ чувствительности модели критических напряжений (вязкоупругая модель) от параметра кавернозности ствола скважины. На рис. 7 приведен анализ чувствительности модели критических напряжений (вязкоупругая модель) от реологических параметров горных пород.

Получено, что при малых временах напряжения в вязко-пластичной модели опережают по величинам напряжения в вязкоупругой модели, однако при больших временах наблюдается инверсия кривых. Однако на бесконечности напряжения в обеих моделях выходят на асимптотику равную начальному горному давлению. Также из рисунка 6 (слева) видно, что чем выше кавернозность ствола скважины, тем выше сжимающие напряжения (при прочих равных), однако при кавернозности свыше 50% чувствительность падает. Эффект составляет ~7%.

Сжимающие напряжения характеризуются высокой чувствительностью к константам ползучести  $\alpha П$  и  $\beta П$ , поэтому требуется исследование солей разреза для корректности расчетов. Для солей константа  $\beta П$  имеет меньше всего неопределенностей, составляет в среднем 0,3 д.ед. Поэтому исследования ползучести должны быть направлены на определение константы  $\alpha П$ .

Снижение пластового давления (источение) приводит к росту нагрузок на обсадную колонну и преждевременному разрушению конструкции. При большей

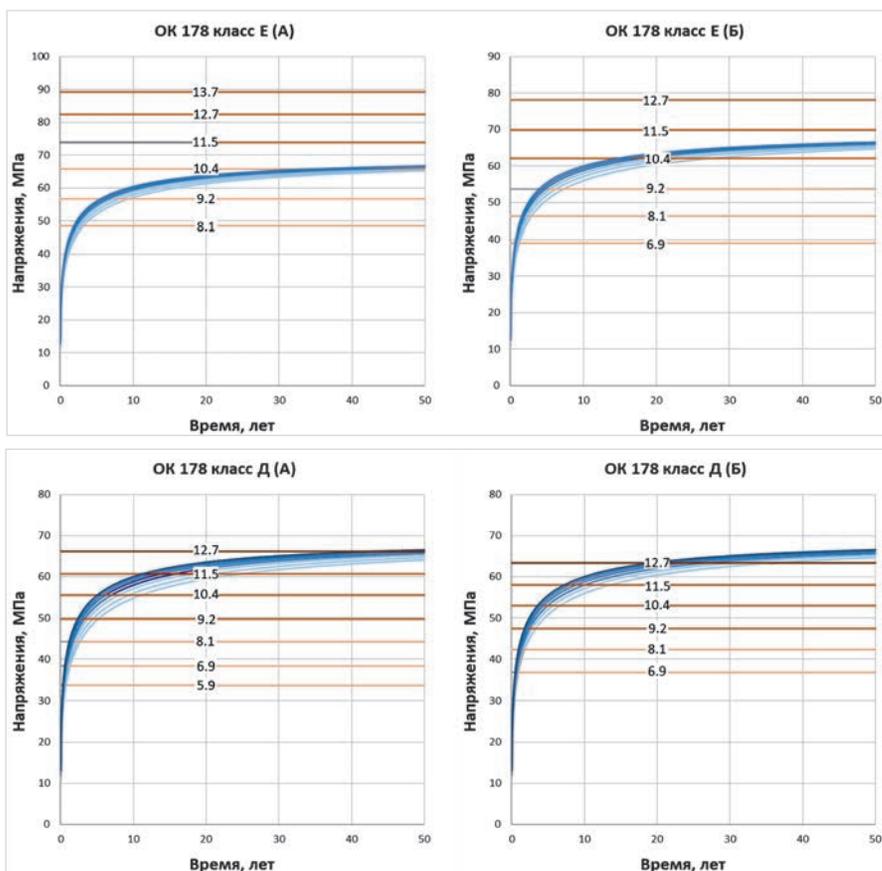


Рис. 8 — Развитие критических напряжений (вязкоупругая модель) и критические давления для обсадной колонны номинальным диаметром 178 мм (класс Д и Е и исполнение А и Б)  
Fig. 8 — Propagation of critical stresses (viscoelastic model) and critical pressures for casing string with nominal diameter is 178 mm (strength classes D and E with manufacture classes A and B)

Параметр	Обозначение	Значение
Начальное горное давление, МПа	$P_g$	68.5 <sup>1</sup>
Начальное пластовое давление, МПа	$P_p$	24 <sup>2</sup>
Константы ползучести горных пород, д.ед.	$\alpha П$ и $\beta П$	0.4 и 0.33
Модуль пластических деформаций горных пород, ГПа	$K_0$	5
Условный диаметр обсадной колонны, мм	$D_2$	168/178
Толщина стенки обсадной колонны, мм	$\delta$	5.9-13.7 <sup>3</sup>
Диаметр скважины, мм	$D_0$	216-400 <sup>4</sup>
Модуль Юнга материала обсадной колонны, ГПа	$E_1$	210
Модуль сдвига материала обсадной колонны, ГПа	$G_1$	80
Коэффициент Пуассона материала обсадной колонны, д.ед.	$\mu_1$	0.3
Модуль Юнга цементного камня, ГПа	$E_2$	20
Модуль сдвига цементного камня, ГПа	$G_2$	8
Коэффициент Пуассона цементного камня, д.ед.	$\mu_2$	0.3
Модуль Юнга горных пород, ГПа	$E_0$	20
Модуль сдвига горных пород, ГПа	$G_0$	8
Коэффициент Пуассона горных пород, д.ед.	$\mu_0$	0.3
Предел текучести материала обсадной колонны, МПа	$\gamma_p$	380/550 <sup>5</sup>

Таб. 7 — Перечень входных параметров модели  
Tab 7 — List of model input parameters

<sup>1</sup> горное давление на подошве усольской свиты

<sup>2</sup> начальное пластовое давление в парфеновском горизонте

<sup>3</sup> толщина стенки выбирается в соответствии с ГОСТ 632-80

<sup>4</sup> от номинального диаметра скважины 216 мм до 85% кавернозности (400 мм)

<sup>5</sup> группа прочности Д — 380 МПа, Е — 550 МПа в соответствии с ГОСТ 632-80

Номинальный диаметр ОК, мм	Класс Д		Класс Е	
	Исполнение А	Исполнение Б	Исполнение А	Исполнение Б
146	При максимальной толщине стенки (10.7 мм) срок службы – 90 лет	При максимальной толщине стенки (10.7 мм) срок службы – 30 лет	Неограниченный срок службы при толщине стенки не менее 9.5 мм	
168	При максимальной толщине стенки (12.1 мм) срок службы – 50 лет	При максимальной толщине стенки (12.1 мм) срок службы – 20 лет	Неограниченный срок службы при толщине стенки не менее 10.6 мм	
178	При максимальной толщине стенки (12.1 мм) срок службы – 40 лет	При максимальной толщине стенки (12.1 мм) срок службы – 20 лет	Неограниченный срок службы при толщине стенки не менее 11.5 мм	

Таб. 8 — Результаты прочностных расчетов обсадных колонн  
Tab 8. Result of casing string strength calculation

Номинальный диаметр ОК, мм	Класс Д		Класс Е	
	Исполнение А	Исполнение Б	Исполнение А	Исполнение Б
146	Толщина стенки 10.7 мм	Толщина стенки 10.7 мм	Толщина стенки не менее 9.5 мм	
168	Толщина стенки 12.1 мм	Не рекомендуется	Толщина стенки менее 10.6 мм	
178	Толщина стенки 12.1 мм	Не рекомендуется	Толщина стенки не менее 10.4 мм	Толщина стенки не менее 11.5 мм

Таб. 9 — Рекомендации по выбору обсадных колонн по результатам расчетов  
Tab. 9 — Guidelines for the selection of casing string according to the results of calculations

жесткости цементного камня, сжимающие напряжения развиваются быстрее, а при равных временах оказываются выше, чем при меньшей жесткости.

### Результаты инженерных расчетов

В таб. 7 приведен перечень входных параметров модели, включая характеристики горных пород, обсадной колонны и горно-геологические условия.

На рис. 8 приведены результаты расчета критических напряжений (вязкоупругая модель) и критические давления для обсадной колонны номинальным диаметром 178 мм.

Конструкция будет долговечной при выборе ОК 178 мм классом Е (исполнение А и Б) при толщине стенки не менее 11,5 мм. При выборе класса прочности Д возникает ограничение по времени стабильности конструкции: следует выбрать обсадную колонну с максимальной толщиной стенки (12,7 мм), однако исполнение А обеспечит только 40 лет срока службы конструкции скважины, а при исполнении Б срок службы составит 20 лет.

Таким образом, для долговечности конструкции не менее 30 лет потребуется выбрать обсадную колонну номинальным диаметром 178 мм с толщиной стенки 12,7 мм классом прочности Д (исполнение А) или классом прочности Е с толщинами стенки 11,5 мм (исполнение Б) и 10,4 мм (только исполнение А).

Для долговечности конструкции не

менее 20 лет возможен альтернативный выбор обсадной колонны номинальным диаметром 178 мм классом прочности Е с толщиной стенки 10,4 мм (исполнение Б).

В таб. 8 и 9 приводятся результаты прочностных расчетов и рекомендации по выбору обсадных колонн номинальными диаметрами 146, 168 и 178 мм с классами прочности Д и Е и исполнением А и Б.

### Итоги

В ходе экспериментов были измерены скорости стационарной деформации при диапазоне дифференциальных напряжений 12–33 МПа и температур 15–50 °С. Полученные значения находятся в диапазоне  $10^{-9}$ – $10^{-6}$  сек<sup>-1</sup>. Согласно вышеуказанным моделям были проведены расчеты прочностных характеристик обсадных колонн. Который в дальнейшем был сопоставлен с анализом инцидентов со сминанием обсадных колонн на двух площадях месторождения в Восточной Сибири.

### Выводы

Авторами статьи получены результаты по исследованию реологических свойств (ползучесть) каменных солей ангарской и усольской свит в диапазоне дифференциальных напряжений 12–33 МПа и температур 15–50 °С, установившиеся скорости относительных деформаций лежат в диапазоне  $10^{-9}$ – $10^{-6}$  сек<sup>-1</sup>.

Полученные кривые деформаций были обработаны согласно феноменологической

модели. Кинетические константы в модели ползучести принимают характерные значения  $\alpha = 0,20 \pm 0,06$  и  $\beta = 0,33 \pm 0,06$ , что согласуется с литературными данными. Причем с увеличением дифференциального напряжения  $\alpha$  убывает, а  $\beta$  возрастает.

Полученные результаты позволили рассчитать долговечность крепи скважины. Так, для обеспечения срока службы 30 лет конструкции скважины необходима обсадная колонна номинальным диаметром 168 мм с толщиной стенки 12,1 мм класса прочности Д или с толщиной стенки 10,6 мм класса Е.

### Литература

1. Firme Pedro A.L.P., Roehl D., Romanel C. An assessment of the creep behaviour of Brazilian salt rocks using the multi-mechanism deformation model. Acta Geotechnica, 2016, issue 6, pp. 1445–1463. <https://doi.org/10.1007/s11440-016-0451-y>
2. Xie J., Tao G. Modeling and Analysis of Salt Creep Deformations in Drilling Applications. SIMULIA Community Conference, 2013.
3. Costa A.M., Poiate Jr. E., Amaral C.S., Goncalves C.J.C., Falcao J.L., Pereira A. Geomechanics Applied to the Well Design Through Salt Layers in Brazil: A History of Success. American Rock Mechanics Association, 2010. <https://www.onepetro.org/conference-paper/ARMA-10-239>.
4. Fukun Xiao, Hongtao Ma. Experimental Study on Creep Properties of Coal Under Step Load. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 2014, V.19, pp. 8751–8760.
5. Wawersik W.R., Zeuch D.H. Modeling and mechanistic interpretation of creep of rock salt below 200°C. Tectonophysics, 1986, V.121, pp. 125–152.
6. Bérest P., Béraud J.F., Gharbi H., Brouard B., DeVries K. A very slow creep test on an Avery Island salt sample. ARMA, 2014, US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium.
7. Rubin T., Johnston H.L. Altman H.W. Thermal expansion of rock salt. The Journal of Physical Chemistry, 1961, issue 65, pp. 65–68.
8. Özşen Hakan, İhsan Özkan, Cem Şensöğüt. Measurement and Mathematical Modelling of the Creep Behaviour of Tuzköy Rock Salt. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2014, V. 66, pp. 128–135. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmmms.2014.01.005>.
9. Иванов С.И., Булатов А.И., Любимцев В.А., Яремичук Р.С. Анализ научных и практических решений заканчивания скважин. Книга 1, М.: Недра-Бизнесцентр, 2004. 334 с.
10. ГОСТ 632-80 «Трубы обсадные и муфты к ним. Технические условия»
11. Рабинович Н.Р. Инженерные задачи механики сплошной среды в бурении. М.: Недра, 1989. 270 с.

## Research of rock salt creep and its application in engineering calculation of well design

### Authors:

**Andrey V. Nosikov** — deputy head of the department of monitoring geomechanical models during drilling<sup>1</sup>; [a.nosikov@ggr.gazprom.ru](mailto:a.nosikov@ggr.gazprom.ru)

**Stanislav A. Korotkov** — head of the department of monitoring geomechanical models during drilling<sup>1</sup>; [s.korotkov@ggr.gazprom.ru](mailto:s.korotkov@ggr.gazprom.ru)

**Eugene Yu. Tryasin** — head of geomechanical modeling department<sup>1</sup>; [e.tryasin@ggr.gazprom.ru](mailto:e.tryasin@ggr.gazprom.ru)

**Konstantin V. Toropetsky** — deputy general director for science<sup>2</sup>; [ktoropetsky@nsknipi.ru](mailto:ktoropetsky@nsknipi.ru)

**Boris O. Mikhaylov** — head of scientific and analytical department<sup>2</sup>; [bmikhailov@nsknipi.ru](mailto:bmikhailov@nsknipi.ru)

**Gleb A. Borisov** — Sc.D., general director<sup>2</sup>; [gborisov@nsknipi.ru](mailto:gborisov@nsknipi.ru)

<sup>1</sup>Gazprom Geologorazvedka" LLC, Tyumen, Russian Federation

<sup>2</sup>"NovosibirskNIPneft" LLC, Novosibirsk, Russian Federation

### Abstract

The combination of the conditions (stress-strain state and temperature) and rheology (creep) of rocks in certain horizons, especially for rock salts, leads to stress concentration during the construction and / or operation of wells, which leads to the destruction of the well design. Therefore, the selection and study of the rheological characteristics of rock salts from the East Siberian deposits should be put into practice. The paper presents the results of laboratory studies of rock salts in the context of one of the fields in Eastern Siberia and the construction of an elastic-visco-plastic model for calculating the dependence of the creep pressure on the casing on time. According to the results obtained, recommendations are made for choosing a casing string at a given service life of the well design.

### Materials and methods

Creep of rock salts was investigated in the laboratory of LLC "NovosibirskNIPneft" on full-size core samples with a diameter of 100 mm and a length of 200 mm. To create a complete pseudo-tri-axial loading, a loader was used, which allows to develop a crimping pressure in the

range of 0–50 MPa and an axial force in the range of 0–90 MPa in terms of the cross section of the sample. For a long time (7 days), the specified pressures were maintained with an accuracy of not worse than  $\pm 1$  atm, and the temperature was maintained with an accuracy of  $\pm 0.5$  °C. The axial strain of the sample was measured by an incremental linear displacement transducer with an absolute measurement error of 10  $\mu$ m. Based on this data, conventional creep models were calibrated and as result kinetic constants were calculated. These constants were used in calculating the strength of casing strings, according to Sarkisov's method.

### Keywords

rock salts, creep, casing, Norton-Bailey model, rheology, stationary creep, casing casing

### Results

In the course of the experiments, the rates of stationary deformation were measured for a range of differential stresses of 12–33 MPa and temperatures of 15–50 °C. The obtained values are in the range  $10^{-9}$ – $10^{-6}$  sec<sup>-1</sup>. According to the above models, the

strength characteristics of casing strings were calculated. Later this result was compared with the analysis of incidents with the crushing of casing in two areas of the field in Eastern Siberia.

### Conclusions

The authors of the article obtained the results on the investigation of the rheological properties (creep) of rock salts of the Angara and Usolsky horizon in the range of differential stresses of 12–33 MPa and temperatures of 15–50 °C, the established rates of relative deformations in the range  $10^{-9}$ – $10^{-6}$  sec<sup>-1</sup>.

The resulting strain curves were processed according to the phenomenological model. The kinetic constants in the creep model take the characteristic values  $\alpha = 0.20 \pm 0.06$  and  $\beta = 0.33 \pm 0.06$ , which agrees with the literature data. And with increasing differential stress,  $\alpha$  decreases, and  $\beta$  increases.

The obtained results made it possible to calculate the life span of the borehole. Thus, to ensure a service life of 30 years of the well design, a casing with a nominal diameter of 168 mm with a wall thickness of 12.1 mm of strength class E) or a wall thickness of 10.6 mm in class E is required.

### References

1. Firme Pedro A.L.P., Roehl D., Romanel C. An assessment of the creep behaviour of Brazilian salt rocks using the multi-mechanism deformation model. *Acta Geotechnica*, 2016, issue 6, pp. 1445–1463. <https://doi.org/10.1007/s11440-016-0451-y>
2. Xie J., Tao G. Modeling and Analysis of Salt Creep Deformations in Drilling Applications. SIMULIA Community Conference, 2013.
3. Costa A.M., Poiate Jr. E., Amaral C.S., Goncalves C.J.C., Falcao J.L., Pereira A. Geomechanics Applied to the Well Design Through Salt Layers in Brazil: A History of Success. *American Rock Mechanics Association*, 2010. <https://www.onepetro.org/conference-paper/ARMA-10-239>.
4. Fukun Xiao, Hongtao Ma. Experimental Study on Creep Properties of Coal Under Step Load. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, V.19, pp. 8751–8760.
5. Wawersik W.R., Zeuch D.H. Modeling and mechanistic interpretation of creep of rock salt below 200°C. *Tectonophysics*, 1986, V.121, pp. 125–152.
6. Bérest P., Béraud J.F., Gharbi H., Brouard B., DeVries K. A very slow creep test on an Avery Island salt sample. *ARMA*, 2014, US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium.
7. Rubin T., Johnston H.L. Altman H.W. Thermal expansion of rock salt. *The Journal of Physical Chemistry*, 1961, issue 65, pp. 65–68.
8. Özşen Hakan, İhsan Özkan, Cem Şensöğüt. Measurement and Mathematical Modelling of the Creep Behaviour of Tuzköy Rock Salt. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2014, V. 66, pp. 128–135. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2014.01.005>.
9. Ivanov S.I., Bulatov A.I., Lyubimtsev V.A., Yaremychuk R.S. *Analiz nauchnykh i prakticheskikh resheniy zakanchivaniya skvazhin* [Analysis of scientific and practical solutions for completion of wells]. Book 1, Moscow: Nedra-Biznestsentr, 2004, 334 p.
10. GOST 632-80 CASING AND COUPLINGS
11. Rabinovich N.R. *Inzhenernye zadachi mekhaniki sploshnoy sredy v burenii* [Engineering problems of continuum mechanics in drilling]. Moscow: Nedra, 1989, 270 p.