

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԿՄՐԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՒՆՅՒՄ

Կասյան Ի. Վ. (պատ. խմբագիր), Աղունց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ), Ալեքսևսկի Վ. Վ., Անանյան Ա. Կ., Գեգոյան Տ. Ա., Զաղոյան Ի. Ա., Նազարով Ա. Դ., Տեր-Ազատի Ի. Ա., Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)
Պատասխանատու քարտուղար Առևիանյան Զ. Կ.

Касьян М. В. (ответ. редактор) Авош Г. Т. (зам. ответ. редактора), Алексеевский В. В., Анания А. К., Горюхи Т. А., Зайцев М. А., Назаров А. Г., Пинаджян В. В. (зам. ответ. редактора), Тер-Азарков И. А.
Ответственный секретарь Степанян З. К.

Խմբագրության հասցեն՝ Երևան, Բարեկամության, 24.

Адрес редакции: Ереван, Барекамутян, 24.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

М. Ю. БАЛЫШИН

КОЛИЧЕСТВЕННЫЙ РАСЧЕТ СПЕКАНИЯ ПОД ДАВЛЕНИЕМ

Принципы, разработанные в последнее время [1-3], позволили рассчитать консолидацию и уплотнение при холодном прессовании порошков. На основе тех же принципов можно рассчитать эти процессы при изометрическом спекании порошков в прессформах под постоянным давлением $p = \text{const}$. Прежде всего для спекания под давлением должна быть действительна такая же зависимость между контактным (критическим) сечением α и относительной плотностью $\bar{\rho}$, как и при холодном прессовании [1,3]:

$$\alpha_p = \bar{\rho}^2 \Delta \bar{\rho} / \Pi_0; \quad \alpha_k = (\Lambda / \Lambda_k)^2 / \bar{\rho}, \quad (1)$$

где α_p — расчетное, а α_k — экспериментально определенное значение α по измерению электропроводности Λ пористого порошкового тела; Λ_k — электропроводность материала в компактном (беспористом) состоянии; $\Delta \bar{\rho} = \bar{\rho} - \bar{\rho}_0$, где $\bar{\rho}_0$ — исходная относительная плотность порошка перед спеканием; $\Pi_0 = (1 - \bar{\rho}_0)$ — исходная пористость.

Формула (1) позволяет определить контактное давление $p_k = p / \alpha$. При спекании под давлением величина p_k таким же образом связана с более низким эффективным контактным давлением $(p_k)_{\text{эфф}}$, как и при холодном прессовании [2,3]:

$$(p_k)_{\text{эфф}} = p / \alpha_{\text{эфф}} = (1 - 2\alpha/3) p_k; \\ \alpha_{\text{эфф}} = \alpha / (1 - 2\alpha/3) = \alpha (1 + 2\alpha_{\text{эфф}}/3). \quad (2)$$

где $\alpha_{\text{эфф}}$ — эффективное контактное сечение.

Специфична для спекания под давлением связь между временем изотермической выдержки t и величиной контактного давления. Проведенные ранее работы [4,5] показали, что для ряда порошков, в том числе электролитической меди, при спекании под давлением имеет место квазивязкое течение, при котором $p_k \sim \sqrt[2]{t/t}$, где n несколько больше двух. Есть все основания полагать, что в этих случаях для эффективного контактного давления $(p_k)_{\text{эфф}} \sim \sqrt[2]{t/t}$, т. е. величина n в точности равна двум. При этом должен иметь место инвариант:

$$I = (p_k)_{\text{эфф}} \sqrt[2]{t/t} = \text{const}, \quad (3)$$

где t/t — безразмерное время изотермической выдержки (в настоящей

статье численное значение этой характеристики равно отношению времени выдержки в минутах к времени односторонней выдержки); величина инварианта I равна значению $(p_*)_{\text{эф}}$ при минутной выдержке.

Таблица 1

Режим	t , мин	1	8	16	32	64	128	256
800°C, $p = 0,8$ АНМ ²	100%	—	52.1	56.5	60.3	65.1	69.3	—
	100%	—	91.9	77.0	65.8	53.6	44.3	—
	100%	3.14	8.50	11.9	16.3	21.7	21.0	—
	100%	—	8.56	12.2	15.7	21.2	26.9	—
	100%эф	3.20	9.00	12.7	18.3	25.1	32.9	—
	p_* , АНМ ²	25.5	9.34	6.72	4.91	3.69	2.98	—
	$(p_*)_{\text{эф}}$, МНМ ²	25.0	8.69	6.30	4.37	3.15	2.43	—
	I , МНМ ²	25.0	25.2	25.2	24.7	25.2	24.7	—
900°C, $p = 0,8$ АНМ ²	100%	—	59.6	63.9	68.0	73.6	79.2	—
	100%	—	67.8	56.5	45.8	35.9	26.3	—
	100%	5.47	15.0	20.3	25.4	34.2	44.3	—
	100%	—	15.0	19.7	26.0	33.8	44.1	—
	100%эф	5.67	16.7	23.5	30.5	44.3	62.9	—
	p_* , АНМ ²	14.7	5.33	3.91	3.15	2.34	1.81	—
	$(p_*)_{\text{эф}}$, МНМ ²	14.2	4.79	3.40	2.62	1.80	1.27	—
	I , МНМ ²	14.2	13.7	13.6	14.9	14.4	14.2	—
900°C, $p = 1,6$ МНМ ²	100%	—	66.8	71.8	77.9	82.6	88.2	94.2
	100%	—	49.7	39.3	28.4	21.1	13.4	6.2
	100%	9.53	23.1	32.0	40.7	52.8	64.5	81.1
	100%	—	23.6	30.8	41.5	51.5	64.5	80.8
	100%эф	10.2	27.2	41.0	56.0	80.5	113	177
	p_* , МНМ ²	16.8	6.19	5.00	3.91	3.03	2.48	1.97
	$(p_*)_{\text{эф}}$, АНМ ²	15.7	5.58	3.90	2.86	1.92	1.41	0.90
	I , МНМ ²	15.7	16.6	15.6	16.2	15.3	15.8	14.5

Табл. 1 показывает кинетику уплотнения и консолидации электролитического медного порошка ($\alpha = 0.3$) при спекании под давлением. Значения характеристик α_* , α_p , а также p_* , $(p_*)_{\text{эф}}$, I , $\alpha_{\text{эф}}$ вычислены по формулам (1), (2), (3); четыре последних характеристики рассчитаны на основании экспериментальных значений α_* . Значения характеристик при минутной выдержке экстраполированы. При этом за минутное значение величин I и $(p_*)_{\text{эф}}$ принято среднее арифметическое значение I при разных значениях t . Приведены также значения относительного объема пор $\psi = \psi_0 - 1$, где $\psi_0 = 1/\alpha$ — относительный объем спекаемого тела. Из данных табл. 1 можно сделать следующие выводы:

а) значения α_* и α_p , рассчитанные на основании формул (1), совпадают в пределах ошибок опыта;

б) имело место практическое постоянство значений инварианта I , рассчитанных на основании формул (1), (2), (3).

Таким образом, данные табл. 1 экспериментально подтвердили

возможность применения формул (1), (2), (3) для расчета уплотнения и консолидации при спекании под давлением.

Важное положение теории уплотнения под давлением [1] — равенство между приведенными (отнесенными к единице объема частиц) работой уплотнения ($-p d\psi$) и работой консолидации ($p_k d\omega$):

$$-p d\psi = p_k d\omega, \quad (4)$$

где ω — доля необратимо смещенного объема частиц.

Из формулы (1) следует, что при не слишком большом приращении $\Delta\omega = \omega_{i+1} - \omega_i$ в промежутке времени $\Delta t = t_{i+1} - t_i$ (где $t_{i+1} > t_i$):

$$-p \Delta\psi = p(\psi_i - \psi_{i+1}) \approx p_{\text{ср}} \Delta\omega \approx p_{\text{ср}}(\omega_{i+1} - \omega_i);$$

$$p_{\text{ср}} = (p_{k1} + p_{k(i+1)})/2 \approx -p \Delta\psi / \Delta\omega \approx \Delta w_n / \Delta\omega, \quad (5)$$

где ψ_i, ω_i, p_{k1} — значения соответствующих характеристик в момент времени выдержки t_i , а $\psi_{i+1}, \omega_{i+1}, p_{k(i+1)}$ — в момент времени t_{i+1} ; среднее значение контактного давления $p_{\text{ср}} = (p_{k1} + p_{k(i+1)})/2$; $\Delta w_n = -p \Delta\psi$ — приращение приведенной работы уплотнения.

Для горячего уплотнения медных порошков (см. табл. 1) имела место зависимость $\alpha = n^2 \Delta\psi / P_0$ по формуле (1). В этом случае значения $\Delta\omega = \omega_{i+1} - \omega_i$ можно высчитать по формуле, приведенной в [1]:

$$\omega_i = (n_i - n_0)^2 / 2P_0; \quad \omega_{i+1} = (n_{i+1} - n_0)^2 / 2P_0. \quad (6)$$

Таблица 2

Режим	Интервал между t_i и t_{i+1} , мин	8—16	16—32	32—64	64—128	128—256
800 °С, $p = 0,8$ МПа·м ²	$-100 \Delta\psi$	14,9	11,2	12,2	9,3	—
	Δw_n , МПа·м ² · 100	11,9	8,96	9,76	7,44	—
	$100 \Delta\omega$	1,53	1,54	2,24	2,20	—
	$(p_{\text{ср}})_p$, МПа·м ²	7,79	5,82	4,36	3,38	—
	$(p_{\text{ср}})_\omega$, МПа·м ²	8,03	5,82	4,30	3,32	—
900 °С, $p = 0,8$ МПа·м ²	$-100 \Delta\psi$	11,3	10,7	9,9	9,6	—
	Δw_n , МПа·м ² · 100	9,04	8,56	7,92	7,68	—
	$100 \Delta\omega$	1,95	2,39	3,00	3,70	—
	$(p_{\text{ср}})_p$, МПа·м ²	1,64	3,58	2,64	2,08	—
	$(p_{\text{ср}})_\omega$, МПа·м ²	4,64	3,55	2,74	2,08	—
900 °С, $p = 1,6$ МПа·м ²	$-100 \Delta\psi$	10,4	10,9	7,3	7,7	7,2
	Δw_n , МПа·м ² · 100	16,6	17,4	11,7	11,2	11,5
	$100 \Delta\omega$	2,86	3,9	3,4	4,4	5,2
	$(p_{\text{ср}})_p$, МПа·м ²	5,81	4,46	3,44	2,80	2,21
	$(p_{\text{ср}})_\omega$, МПа·м ²	5,75	4,46	3,47	2,76	2,23

В табл. 2 приведены данные по ряду величин, характеризующих формулы (5), (6) для медных порошков табл. 1 при различных интервалах времени. Значения $t_{i+1}, t_i, -\Delta\psi, \Delta w_n = -p \Delta\psi$ взяты на основании данных табл. 1. Экспериментальное среднее значение контактного давления $(p_{\text{ср}})_\omega = (p_{k1} + p_{k(i+1)})/2$ взято по данным табл. 1, расчетное среднее значение $(p_{\text{ср}})_p = \Delta w_n / \Delta\omega$ вычислено по формулам

(5), (6). Из табл. 2 видно удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных значений $p_{\text{ср}}$. Таким образом, экспериментально подтверждена возможность расчета при спекании под давлением работы консолидации и уплотнения, а также контактного давления по формулам (4), (5), (6).

Значение кратковременной горячей твердости компактной меди (при минутной выдержке) по [6] при 800° равно 72 , при 900° — 46 Мн/м^2 . Минутные значения эффективного контактного давления ($p_{\text{эф}}$) (равные среднему значению I) для спекания под давлением при режимах 800° , $p = 0,8 \text{ Мн/м}^2$; 900° , $p = 0,8 \text{ Мн/м}^2$; 900° , $p = 1,6 \text{ Мн/м}^2$, соответственно равны $25,0$; $14,2$ и $15,7 \text{ Мн/м}^2$ (см. табл. 1). Эти же значения, выраженные в процентах от соответствующей кратковременной горячей твердости, составляют $34,7$; $30,9$ и $33,7\%$, т. е. равны величине кратковременного предела текучести при соответствующих температурах.

Поступило 6.V.1974.

И. ЯНЬ, РАЦІСЬ

ՀԱՇՄԱՆ ՏԱԿ ԵՌԱԿԱՎՄԱՆ ՔԱՆԱԿԱԿԱՆ ՀԱՇՎԱՐԿ

Ա ճ փ օ փ օ ւ լ լ

Էլեկտրոլիտիկ պղնձափոշու օրինակի վրա կատարված է փոշենյութի մի շարք բնութագրերի՝ կոնտակտային ճնշման, խտացման ու կոնսոլիդացման աշխատանքի, հարաբերական խտության, — փոփոխման կինետիկայի վերլուծական և փորձարարական հաշվարկ՝ հաստատուն ճնշման տակ իզոթերմիկ եռակայման դեպքի համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бальшин М. Ю. Научные основы порошковой металлургии и металлургии полужидкого металла. Изд. «Металлургия», 1972.
2. Бальшин М. Ю. В сб. «Тр. Всес. Науч. техн. конференции по металлокерам. материалам и изделиям», Ереван, 1973.
3. Бальшин М. Ю. «Порошковая металлургия», 1973, № 10.
4. Бальшин М. Ю. В сб.: «Исследования по жаропрочным сплавам», т. 7, 1961.
5. Бальшин М. Ю., Трофимова А. А. «Металлургия и топливо», № 6.
6. Лозинский М. Г. Высокотемпературная металлография. Изд. АН СССР, 1959.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

В. С. ПОГОСЯН, М. А. СУРИС, Э. Б. ФИНКЕЛЬШТЕЙН

КОРРОЗИОННЫЕ ИСПЫТАНИЯ СТАЛИ В КОНТАКТЕ С
АВТОКЛАВНЫМ ПЕНОБЕТОНОМ И БИТУМОПЕРЛИТОМ

На процесс коррозии внешней поверхности теплопроводов влияют многочисленные факторы, в условиях подземных прокладок ими являются температура, влажность, давление водяных паров, блуждающие токи, агрессивные компоненты среды, температурные деформации. Коррозионные испытания стали производятся в предположении наименее благоприятного сочетания внешних факторов и физико-химических свойств материала теплоизоляции. Покрытие должно обладать достаточно высокой стойкостью, чтобы в условиях эксплуатации обеспечить надежную защиту труб в течение всего срока службы тепловой сети. Естественно, что определение опасности коррозии трубопроводов тепловых сетей, находящихся в условиях длительной эксплуатации, возможно лишь путем проведения ускоренных испытаний с использованием различных экспресс-методов. Такие испытания требуют, в свою очередь, надежного контроля над всеми параметрами, что возможно только в лабораторных условиях. Эти соображения должны быть учтены в методике проведения коррозионных испытаний.

Теоретический анализ влияния процессов переноса на скорость коррозии наружной поверхности теплопроводов позволяет сформулировать некоторые положения, являющиеся исходными при определении методики коррозионных испытаний стали в контакте с автоклавным пенобетоном и битумоперлитом. К этим положениям относятся:

1. Создание определенного температурного градиента, обеспечиваемого наличием внутреннего обогрева.
2. Создание определенного динамического температурного режима (суточные колебания температур в диапазоне от 30 до 75°C).
3. При моделировании условий работы трубопроводов бесканальной проводки должна быть выбрана относительная высокая влажность грунта, контактирующего с теплоизоляцией, что затрудняет высыхание теплоизоляционного покрытия.
4. Исходя из закономерностей усреднения и характерных размеров пор пенобетона и битумоперлита, необходимо установить определенную минимальную толщину теплоизоляции (~ 30 мм).
5. Для имитации естественных повреждений в гидроизоляции, на поверхности последней должны быть сделаны вырезы, общая площадь которых должна составлять не менее 1% от поверхности.

6. Для моделирования электролита должны применяться растворы, имитирующие грунтовые воды.

7. Для увлажнения теплоизоляционного покрытия можно использовать экспресс-метод—увлажнение под вакуумом.

Для проведения коррозионных испытаний, моделирующих условия работы теплопроводов с пенобетонной изоляцией, в качестве образцов использовались цилиндрические стальные патрубки (диаметром 32 мм и длиной 110 мм), на поверхность которых наносился слой пенобетона толщиной 30 мм.

Перед нанесением пенобетонной теплоизоляции патрубки тщательно зачищались шлифовальной бумагой, обезжиривались ацетоном и взвешивались на аналитических весах. Общий вид образцов представлен на рис. 1. Часть образцов, подвергнутых испытаниям, имела гидроизоляционный слой из бризола с имитацией естественных повреждений в виде прямоугольных вырезов общей площадью 3 см^2 (1% поверхности гидроизоляции).

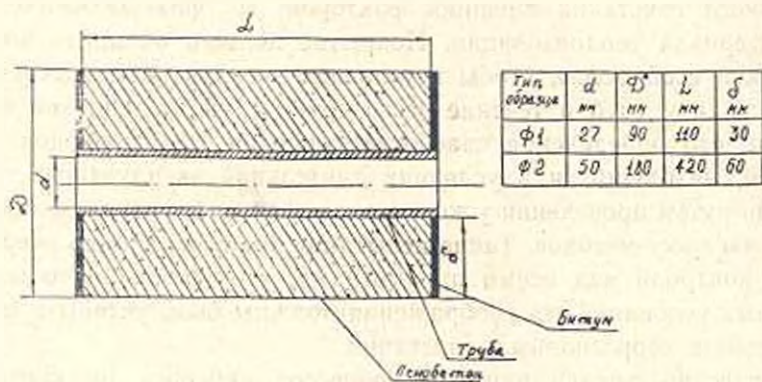


Рис. 1. Общий вид образцов и их размеры

Коррозионные испытания подготовленных таким образом образцов проводились на специальном стенде (рис. 2). Требуемый температурный режим создавался либо путем внутреннего электрического нагрева, либо путем подачи через внутреннюю полость патрубков масла, подогретого до необходимой температуры. Для воспроизведения динамического температурного режима были приняты два крайних значения температуры: 30 и 75°C. Динамический режим реализовался путем выключения термонагревателей в ночное время. Влажностный режим воспроизводился с учетом условий работы теплоизоляционных конструкций. Образцы с пенобетонным покрытием помещались в ячейки, заполненные песком 8—10% влажности (по весу) или водой. Влажностное содержание пенобетона в первом случае обуславливалось с одной стороны температурой поверхности металла, с другой стороны—влажностью песка, и составляло вблизи поверхности металла 10—15% (по весу). Влажность периферийного слоя пенобетона составляла 35—40%. Во втором случае влажностное содержание пенобетона достигло полного влагонасыщения.

Для моделирования блуждающих токов на процесс коррозии теплопроводов бесканальной прокладки, образцы с пенобетонным теплоизоляционным покрытием были подвергнуты анодной поляризации. При этом величины токов были заданы в соответствии с реальными значениями токов утечки с единицы поверхности подземных металлических сооружений.

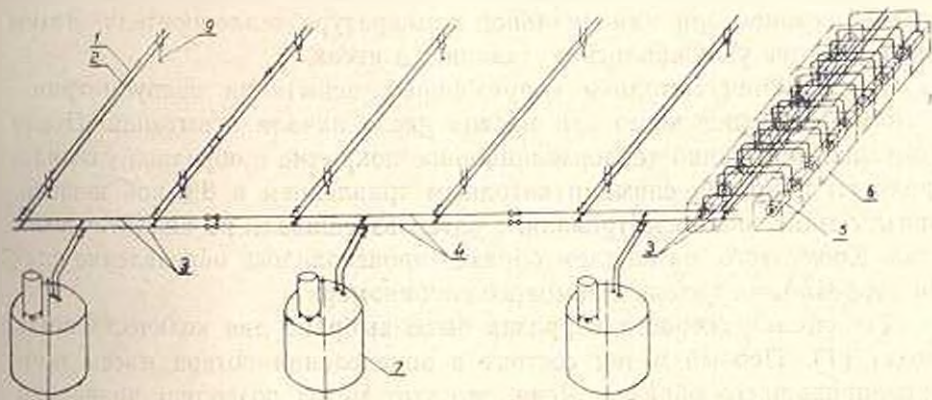


Рис. 2. Схема стенда для коррозионных испытаний образцов. 1—Коллектор ячеек подающий; 2—Коллектор ячеек обратный; 3—Коллектор распределительный; 4—Коллектор средний; 5—Образец; 6—Ячейка; 7—Термостат; 8—Кран; 9—Стойка

Для проведения коррозионных испытаний, моделирующих условия работы теплопроводов с битумоперлитной изоляцией, в лаборатории НИИ Мосстроя были изготовлены образцы в форме цилиндрических патрубков с наружным диаметром 32 мм и длиной 110 мм. На патрубки наносился битумоперлит методом осевого прессования в одиночных цилиндрических формах. Битумоперлитная масса готовилась вручную. Было изготовлено 30 образцов с объемным весом $\gamma = 400 \text{ кг/м}^3$ и 30 образцов с объемным весом $\gamma = 600 \text{ кг/м}^3$. На патрубки предварительно с внешней стороны наносилось два слоя битумного праймера. Внутренняя сторона патрубков покрывалась краской ВН-30 для предотвращения коррозии в процессе испытаний. На 20 образцах ($\gamma = 400 \text{ кг/м}^3$) были нанесены гидроизоляционные слои (два слоя изоля по битуму). На образцы с $\gamma = 600 \text{ кг/м}^3$ была нанесена стеклоткань по мастике БЛК. Часть образцов содержала 7%-ную добавку в материале теплоизоляции. В гидроизоляционном покрытии 20 образцов с $\gamma = 400 \text{ кг/м}^3$ были сделаны повреждения:

а) на 16 образцах (№№ 34; 4; 53; 17; 12; 18; 19; 15; 24; 3; 5; 6; 11; 33; 80) четыре прорези размером $5 \times 15 \text{ мм}$ по две с диаметрально противоположных сторон;

б) на двух образцах (№№ 30; 13) была снята одна торцевая поверхность гидроизоляции для имитации концевого участка теплоизоляции;

в) на двух образцах (№№ 1; 31) сделаны по две прорези в материале теплоизоляции до патрубков для имитации трещины в изоляционной конструкции.

Коррозионные испытания стальных образцов с битумоперлитной изоляцией проводились по той же методике, что и испытания образцов с пенобетонной изоляцией. Однако были и некоторые особенности. В частности, 8 образцов с битумоперлитной изоляцией подвергались предварительному нагреву в течение 120 часов до температуры 150°C. Это было сделано для имитации работы покрытия в течение двух отопительных сезонов при максимальной температуре теплоносителя. Затем образцы вновь увлажнялись и ставились в песок.

Описываемая методика коррозионных испытаний предусматривает снятие образцов через три месяца после начала испытаний. После окончания испытаний теплоизоляционное покрытие с образцов удаляли. Продукты коррозии снимали катодным травлением и 8%-ной щелочи, образцы тщательно осматривали, а затем взвешивали на аналитических весах. Кроме того, на каждом образце производилось определение глубины коррозионных каверн с помощью глубиномера.

Для оценки скорости коррозии было выбрано два количественных метода [1]. Первый метод состоит в определении потери массы протекорродировавшего образца. Ясно, что этот метод позволяет правильно оценивать скорость коррозионного процесса только при равномерной коррозии. В действительности, однако, коррозионные разрушения как на образцах с пенобетонным покрытием, так и на образцах с битумоперлитным покрытием, имеют вид питтингов и язв. Поэтому правильное коррозионную опасность оценивать по максимальной глубине коррозии. В сущности срок службы теплопровода зависит от наибольшей глубины коррозионных повреждений, которые определяют время появления сквозных разрушений, приводящих к авариям на теплопроводах. Первый метод (по потере массы) дает интегральное представление о процессе коррозии и не требует специальной математической обработки. Однако, он является более чувствительным к влиянию на скорость процесса различных факторов. Поэтому, наряду с определением максимальных глубин коррозионных каверн, этот метод необходимо использовать при коррозионных испытаниях.

Результаты коррозионных испытаний стали в контакте с актоклавым пенобетоном представлены в таблицах 1 и 2. Было установлено, что наибольшая скорость коррозии возникает при испытании образцов с пенобетонным покрытием в увлажненном песке. В этом случае наблюдается довольно значительные потери массы, а средний по моде максимум коррозионной каверны составляет 0,20 мм за время испытаний. Испытания, проведенные на образцах в ячейках, заполненных водой (табл. 2), показали, что скорость коррозии в этом случае значительно ниже, чем при испытаниях в песке 8—10%-ной влажности при прочих равных условиях (средний по моде максимум коррозионной каверны составляет 0,06 мм). Такой результат вполне соответствует теоретическим предпосылкам, так как в этом случае теплоизоляция находится в условиях полного водонасыщения. Приведенные данные по скорости

коррозии в условиях, имитирующих наиболее опасные условия эксплуатации теплопроводов, достаточно велики.

Таблица 1

Коррозионное состояние образцов, изолированных пенобетоном, после трех месяцев испытаний в среде влажности 8 : 10% при $t = 75^\circ\text{C}$

№ Образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм	№ образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм
337	1.2443	1.07	373	2.2529	0.20
342	4.1501	0.28	333	1.7124	0.19
379	2.0000	0.23	345	5.1042	0.21
366	2.0027	0.15			

Таблица 2

Коррозионное состояние образцов, изолированных пенобетоном, после трех месяцев испытаний в воде при $t = 75^\circ\text{C}$

№ Образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм
87	0.3249	0.11
162	0.4164	0.02
35	0.5443	0.08
203	0.2867	0.05

В экспериментах с образцами, подвергнутыми анодной поляризации, из главным образом интересовал вопрос об адгезии пенобетонного покрытия к металлической поверхности.

Известно, что в анодных зонах железобетонных сооружений из плотного бетона наблюдается разрушение бетонного покрытия. Так как плотный бетон очень плохо работает на растяжение, то растягивающие напряжения приводят к возникновению трещин в бетонном покрытии. В пенобетоне, имеющем множество сообщающихся между собой пор, продукты коррозии могут выступать на наружную поверхность образцов. Испытания, проведенные нами на образцах с пенобетонной теплоизоляцией, при плотности тока до 30 ма/дм^2 показали, что трещины в пенобетонном покрытии не наблюдается, сцепление пенобетона с металлом не ухудшается, продукты коррозии вдавливаются внутрь пенобетона и через отдельные поры выходят на поверхность.

Результаты коррозионных испытаний стали в контакте с битумоперлитом представлены в таблицах 3 - 5. Основной особенностью битумоперлитного покрытия является его неоднородность по объемному весу, что связано как со структурной неоднородностью самого битумоперлита, так и с технологией его нанесения. Это приводит к ярко выраженному локальному характеру коррозии стальных образцов под слоем влажной битумоперлитной изоляции.

Развитие локальных коррозионных повреждений обычно имеет место на участках с меньшим доступом кислорода, играющих роль анодов локальных гальванических элементов. В условиях эксплуатации теплопроводов неравномерная аэрация может усиливаться за счет контакта теплоизоляции с почвами различной структуры, что не могло быть учтено при проведении испытаний.

Второй особенностью битумоперлитного покрытия является наличие битумного праймера. Битум, являющийся сложной коллоидной системой, в зависимости от температуры нагрева резко меняет свои структурно-механические свойства, проходя стадии от твердообразного до жидкообразного состояния с различной степенью структурирования.

Таблица 3

Коррозионное состояние образцов, изолированных битумоперлитом

$\gamma = 100 \text{ кг/м}^3$, после трех месяцев испытаний в песке влажностью $8-10\%$ при $t = 75^\circ\text{C}$

№ Образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм	№ Образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм
30	0.0025	0.55	53	0.4000	0.63
13	0.2600	0.17	17	0.4400	0.27
1	0.0382	0.07	12	0.3500	0.36
31	0.1900	0.29	18	0.1466	0.08
4	0.1590	0.22	19	1.2400	0.20
34	0.0626	0.10	3	0.7068	0.15

Таблица 4

Коррозионное состояние образцов, изолированных битумоперлитом

$\gamma = 600 \text{ кг/м}^3$, после трех месяцев испытаний в песке влажностью $8-10\%$ при $t = 75^\circ\text{C}$

(с предварительным подогревом до 150°C)

№ Образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм	№ Образца	Потери массы, г/дм ²	Максимальная глубина каверны, мм
20*	9.4639	0.35	41	0.8324	0.32
83*	7.9316	0.41	109	2.2012	0.22
20	2.0121	0.30	35	0.0012	0.02
32	1.7312	0.43	43	1.5576	0.33

Как следует из реограммы для битума марки БН-IV при температуре 150°C [2] наименьшая вязкость предельно разрушенной структуры $\eta_m = 2.8 \text{ пуаз}$, а наибольшая вязкость практически неразрушенной структуры $\eta_0 = 16.8 \text{ пуаз}$. Эти значения предельных вязкостей оказываются достаточно малыми для течения битума под действием градиента температур. Как показали проведенные нами испытания, на праймированных образцах, подвергавшихся предварительному прогреву до темпе-

ратуры 150°C, остаются лишь следы праймера. На образцах, не подвергавшихся предварительному прогреву до 150°C, праймер сохраняется. Пленка праймера, однако, не может служить антикоррозионным покрытием, так как в ней образуются разрывы, видимые в микроскоп. На металлическом образце, покрытом такой пленкой, легко промеряется стационарный потенциал, что однозначно свидетельствует о протекании коррозионного процесса.

Таблица 5

Коррозионное состояние образцов, изолированных битумоперлитом $\gamma = 600 \text{ кг/м}^3$, после трех месяцев испытаний в песке влажностью 8—10% при $t = 75^\circ\text{C}$

2*	0.5988	0.07	147	0.9300	0.48
28*	1.7840	0.41	174	0.3438	0.36
14	0.0810	0.25	95	0.9462	0.76
14/2	0.3440	0.20	135	1.7390	0.51

Наличие праймера на непрогревавшихся образцах оказывается лишь на величине потери массы, но не на глубине коррозионных каверн. Это обстоятельство позволяет проводить усреднение по глубинам коррозионных каверн одновременно как на прогревавшихся образцах, так и на образцах, не подвергавшихся предварительному прогреву до температуры 150°C. Значения среднего по моде максимума глубины каверны на образцах с битумоперлитным покрытием при объемных весах 400 и 600 кг/м^3 почти не отличаются между собой (составляют порядка 0,3 мм), но они выше, чем на образцах с пенобетонным покрытием. На контрольных образцах с битумоперлитным покрытием, находившихся в течение всего срока испытаний в стационарном режиме при температуре 20°C, средний по моде максимум глубины каверны равен 0,13 мм, что вполне соответствует теоретическим предположкам.

Для реальных разностей потенциалов между теплопроводом и землей ($\sim 1,5 : 2 \text{ в}$), принятых при проведении испытаний, вклад анодной поляризации в средний максимум глубины каверны составил 0,15 мм за период испытаний.

На образцах с битумоперлитной теплоизоляцией, содержащей 7% гидроокиси натрия, были обнаружены лишь следы коррозии; отсутствие коррозионных поражений связано с высокими значениями pH теплоизоляционного электролита, контактирующего с металлом, что обеспечивает образование на металле пассивирующего слоя. После трехмесячных испытаний величина pH оказалась $10 \pm 10,5$, что указывает на протекание процесса карбонизации и на возможное нарушение пассивного состояния стали. Следует также отметить, что испытания проводились в среде, содержащей по 100 мг/л SO_4 и Cl .

* Образцы, подвергнутые анодной поляризации

При более высокой концентрации хлоридов или сульфатов возможен «пробой» пассивирующего слоя, результатом чего будет питтинговая коррозия металла. Другим фактором, вызывающим «пробой» пассивирующего слоя, может быть анодная поляризация.

В связи с изложенным, коррозионные испытания стали в контакте с битумоперлитом, содержащим компоненты, приводящие к повышенной pH теплоизоляционного электролита, должны быть продолжены.

Выводы

1. Сталь в контакте с пенобетоном и битумоперлитом в условиях переменного температурно-влажностного режима подвергается интенсивной коррозии. За период испытаний средний максимум глубины коррозионных коверн составил:

0,2 мм на образцах, изолированных автоклавным пенобетоном;
0,3 мм на образцах, изолированных битумоперлитом.

2. Сталь в контакте с увлажненным пенобетоном и битумоперлитом в стационарных условиях (при температуре 20°C) также подвергается коррозии: 0,08 и 0,12 мм за период испытаний соответственно для пенобетона и битумоперлита.

3. Битумоперлит, в отличие от пенобетона, обладает существенной структурной неоднородностью, что приводит к ярко выраженному локальному характеру коррозии.

4. Увлажненный пенобетон и битумоперлит являются проводящими средами, и в случае анодной поляризации происходит активное растворение стали. Для реальных разностей потенциалов между теплопроводом и землей, принятых при проведении испытаний, вклад анодной поляризации в средний максимум глубины коррозионных коверн для битумоперлита составил 0,15 мм за период испытаний.

Академия коммунального хозяйства
им. К. Д. Памфилова

Поступило 1.IV.1974.

Վ. Ս. ՊՈԳՈՅԱՆ, Ի. Ա. ՍՈՒՐԻՍ, Է. Ք. ՅԻՆԵՆԵՅԵԱՆ

ՊՈՂՊԱՏԻ ԿՈՌՈՉԻՈՆ ՓՈՐՁԱՐԿՈՒՄՆԵՐԸ ԱՎՏՈԿԼԱՎԱՅԻՆ ՓՐՓՐԱՐԵՏՈՆԻ
ԵՎ ԲԻՏՈՒՄԱՓԵՐԼԻՏԻ ՀԵՏ ԿՈՆՏԱԿՏՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ո տ ւ մ

Հոդվածում, հիմնվելով խոնավ ջերմամեկուսիչի հետ կոնտակտում պողպատի կոռոզիայի արագության վրա փոխադրման պրոցեսների ազդեցության վերլուծության վրա, շարադրված են ալտոկլավային փրփրաբետոնի և բիտումապերլիտի հետ կոնտակտում պողպատի փորձանմուշների կոռոզիոն

փորձարկումների մեթոդիկայի հիմնական սկզբունքները: Քեմիստ և Նեղի-
նականների կողմից մշակված մեթոդիկայով կատարված փորձարկումների հիմ-
նական արդյունքները:

ЛИТЕРАТУРА

1. Ромашов В. В. Методы исследований коррозии металлов, М., 1965.
2. Коржуха А. С. Дисперсные битумы. Гостеоиздат, 1951.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

К. Х. ШАХБАЗЯН, С. Б. ГАРАНЯН

СИНТЕЗ ПРОСТРАНСТВЕННОГО ПЕРЕДАТОЧНОГО
МЕХАНИЗМА ТИПА ВССВ МЕТОДОМ
КИНЕМАТИЧЕСКОГО ОБРАЩЕНИЯ

Пространственный четырехзвенный передаточный механизм с двумя вращательными и двумя сферическими парами (ВССВ) является одним из простейших механических устройств, реализующих функциональную зависимость между углами поворотов входного и выходного звеньев. Не нарушая общности, всегда можно принять, что ось вращения входного звена такого механизма совпадает с осью X_0 принятой системы координат (рис. 1), а один из линейных параметров (в данном случае кратчайшее расстояние между осями вращения) имеет единичную длину. Таким образом, число независимых параметров, которое необходимо определить при проектировании механизма, равно семи (например, φ_0 ; OK ; SK ; HM ; α ; ψ ; MN).

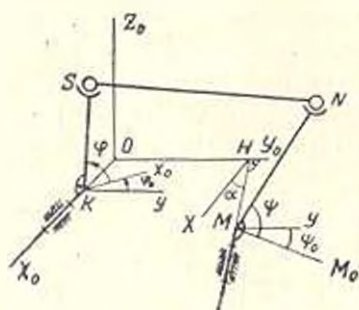


Рис. 1.

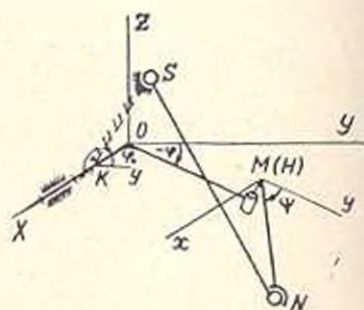


Рис. 2.

В работе [1] отмечено, что все существующие методы синтеза передаточного четырехзвенного механизма типа ВССВ, за исключением метода Уилсона [2], основаны на условии замкнутости кинематической цепи механизма. Наиболее полное решение указанной задачи с применением методики кинематического обращения дано в работе [3].

В данной статье применение методики кинематического обращения иллюстрируется на примере синтеза передаточного механизма типа ВССВ по пяти вычисляемым параметрам.

Приводимое здесь решение отличается от решения аналогичной задачи в работе [2], в основном, тем, что благодаря целесообразному

выбору двух варьируемых параметров предоставляется возможность вместо системы четырех нелинейных уравнений решить одно квадратное уравнение и систему трех линейных уравнений.

Постановка задачи. Требуется сконструировать пространственный четырехзвенный механизм типа ВССВ, осуществляющий точно в нескольких положениях функцию $z = z(t)$.

Решение велось по следующему плану. Угол вращения входного звена считаем пропорциональным независимой переменной t , а угол вращения выходного звена — зависимой переменной z и соответствии с заданной функцией $z = z(t)$.

Принимаем $\alpha = 90^\circ$, $HM = 0$, $\varphi_0 = 0$.

Обращаем механизм относительно некоторого положения ведущего звена, определяемого углом поворота φ_0 , и производим поворот координатной системы $X_0Y_0Z_0$ на тот же угол φ_0 вокруг оси X_0 так, чтобы стойка SK обращенного механизма составила с осью Y новой системы XYZ искомый угол φ_0 (рис. 2). Тогда ведущее звено OII обращенного механизма составит с осью Y угол $-\varphi_0$ (ведущее звено обращенного механизма повернуто по отношению к этому звену необращенного механизма в противоположном направлении).

По заданным значениям входного угла φ_i ($i = 1, 2, 3, 4, 5$) определяем значения выходного угла z_i в соответствии с заданной функцией $z = z(t)$.

Определяем координаты шарнирной точки M звена OM .

Определяем направляющие косинусы продольной оси шатуна в соответствующих положениях:

$$\cos \alpha_i = \sin \varphi_i \quad \cos \beta_i = \cos \varphi_i \cdot \cos \varphi_i : \quad \cos \gamma_i = -\sin \varphi_i \cdot \cos \varphi_i. \quad (2)$$

Выражаем координаты шарнирной точки N через неизвестную длину шатуна ($MN = x$), т.е.

$$N_{ix} = M_{ix} + x \cos \alpha_i; \quad N_{iy} = M_{iy} + x \cos \beta_i; \quad N_{iz} = x \cos \gamma_i. \quad (3)$$

Если координаты центра вращения шарнирной точки N обозначить через X, Y, Z , то относительно неизвестных x, X, Y, Z получим систему:

$$B_j x X + (C_j + x D_j) Y + (Q_j + x F_j) Z + x E_j = 0 \quad (4)$$

$$(j = 2, 3, 4, 5),$$

решение которой приводим к определению корней квадратного уравнения

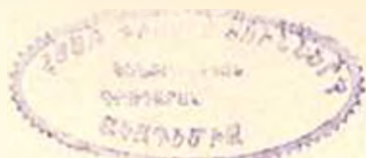
$$p x^2 + g x + k = 0,$$

после чего из трех уравнений системы (4), как из линейной системы, определяем значения неизвестных X, Y, Z (выход уравнений (4), (5) и значения коэффициентов приведены в [4]).

По формуле

$$\lg \varphi_0 = Z/Y \quad (6)$$

с учетом знаков при Y и Z определяем значение начального угла φ_0 .



Определяем длины звеньев:

$$SK = \sqrt{Y^2 + Z^2}; \quad SK = \sqrt{(N_{1x} - X)^2 + (N_{1y} - Y)^2 + (N_{1z} - Z)^2}. \quad (7)$$

Так как уравнение (5) в общем случае имеет два корня * ($x = x_1, x = x_2$), то для каждого из вычисленных выше величин получим два значения n , следовательно, два механизма, удовлетворяющих условиям поставленной задачи. Из них выберется конструктивно более целесообразный механизм.

Поставив найденный механизм при входном угле $\varphi = \varphi_0$ на звено OM , получим исходное положение искомого механизма.

Пример. Пусть требуется при входных углах φ_i ($i = 1, 2, 3, 4, 5$) соответственно получить следующие значения выходного угла ψ_i .

φ_i	0°	$22^\circ,5$	45°	$67^\circ,5$	135°
ψ_i	45°	$61^\circ,875$	$82^\circ,5$	$106^\circ,875$	135°

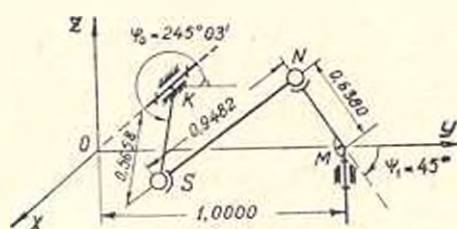


Рис. 3.

Решение примера дает следующие результаты:

$$x = x_1 = -0,637994; \quad x = x_2 = 5,231130;$$

$MN = 0,637994$ (длины шатуна, при которой получается более компактный механизм);

$$X = -0,325473; \quad Y = -0,238665; \quad Z = -0,512979;$$

$$NS = 0,948234; \quad KS = -0,565781; \quad \varphi_0 = 245^\circ 03';$$

$$OK = X = -0,325473.$$

Полученный механизм изображен на рис. 3.

ЕрГУ

Поступило 30.XI.1973.

* Если дискриминант отрицательный, то следует варьировать значением одного из выбранных параметров.

Կ. Խ. ՇԱՀԱԶԻԱՆ, Ս. Բ. ԳԱՐԱՅԱՆ

ՏԱՐԱԾԱԿԱՆ ՓՈԽԱՆՑԻՉ ԲՇԾՅ ՄԵԽԱՆԻԶՄԻ ՈՒՆԹԵԶԸ ԿՈՆՍՏՐԱՍԿ
ԴԱՐՁԵԼԻՈՒԹՅԱՆ ՄԵԹՈԴՈՎ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հոդվածում ցուցադրված է կինեմատիկ դարձելիության սկզբունքի կիրառման մեթոդիկան՝ տարածական փոխանցիչ ԲՇԾՅ մեխանիզմի սինթեզման խնդրի դրվածքը շարժական կոորդինատային սխեմայում որոշակի կետեր դնելու խնդրին բերելու համար։ Վերարտադրման ֆունկցիայի արված հինգ արժեքների դեպքում սինթեզման հաշվարկային հավասարումների ուղծային սխեմայի լուծումը հանգեցված է մեկ քառակուսի և երեք դժային հավասարումների սխեմայի լուծման, թերված է թվային օրինակ։

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Су. Проектирование пространственных механизмов для функциональных устройств. Тр. американского общества инженеров-механиков. Серия В, № 3, 1968.
2. Уилсон. Аналитический кинематический синтез механизмов посредством конечных перемещений. Тр. американского общества инженеров-механиков. Серия В, № 2, 1965.
3. Рос. Теория конечных положений в применении к синтезу механизмов. Тр. американского общества инженеров-механиков. Серия Е, № 4, 1967.
4. Шихбазян К. Х., Гарабян С. Б. Синтез одноконтурного пространственного пятизвенного механизма по известным дискретным положениям шатуновой точки. «Изв. АН АрмССР, механика», т. XXV, № 1, 1972.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

А. П. БЕШЕТА, Г. П. ВАРЛАМОВ

О ПОСТРОЕНИИ СТАЦИОНАРНЫХ РЕЗОНАНСНЫХ РЕЖИМОВ ВИБРАЦИОННОЙ ПЛОДОУБОРОЧНОЙ МАШИНЫ

В настоящее время вибрационный способ съема плодов нашел широкое применение. Достаточно полно изучена физика процесса и исследованы его амплитудно-частотные режимы. Среди всех возможных таких режимов, путем многочисленных опытов, отбирают наиболее подходящие, без достаточно полного теоретического исследования. Проведение такого исследования рабочих колебательных режимов позволит, по мнению авторов, более строго обосновать основные положения при проектировании рабочих органов машин и задания им оптимальных эксплуатационных режимов работы.

В данной статье, на основе асимптотических методов теории нелинейных колебаний, определяется резонансная зона процесса колебаний плодов, и области которой развиваются наибольшие амплитуды колебаний, вызывающие значительное увеличение динамических сил отрыва.

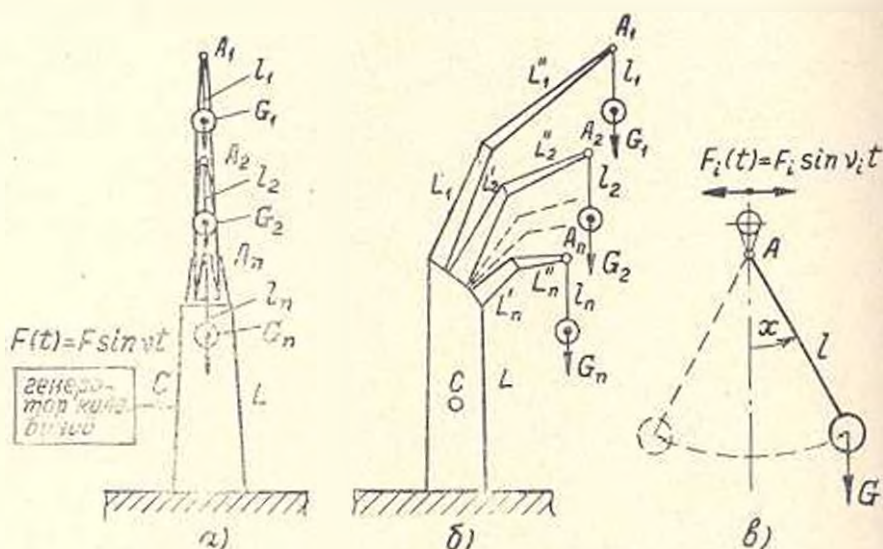


Рис. 1. Идеализированная модель исследуемой колебательной системы

Исследуемая физическая модель колебательной системы показана на рис. 1. Элементы L и L_i, L'_i ($i=1, 2, \dots, n$) соединены между

собой жестко. Материал этих элементов однороден. В точке C к системе приложена внешняя возмущающая сила $F(t) = F \sin \omega t$. Элементы системы L, L', L'' обладают определенной жесткостью, следовательно, колебания, сообщаемые генератором колебаний (ГК) элементу L (рис. 1, а), будут распространяться вдоль элементов L', L'' . Из рис. 1, а видно, что ГК воздействует на систему таким образом, что окончания $A_1, A_2, \dots, A_n$ последовательно соединенных элементов $L_1, L'_1, L_2, L'_2, \dots, L_n, L'_n$ совершают колебания в горизонтальной плоскости.

По результатам обработки материалов скоростной киносъемки эти колебания можно считать гармоническими. Являясь точками подвеса для тел $G_1, G_2, \dots, G_n$, эти окончания сообщают этим телам гармонические колебания в вертикальной плоскости, как показано на рис. 1, в. Полагая соединения в точках $A_1, A_2, \dots, A_n$ шарнирными, а элементы $L_1, L'_1, \dots, L_n, L'_n$ невесомыми, i -ую оконченную колебательную систему A_i, L_i, G_i можно представить как математический маятник. Таким образом, гармонические колебания точки подвеса A_i в горизонтальной плоскости сообщают колебательные движения телу G_i системы A_i, L_i, G_i с определенной частотой ω и амплитудой x в вертикальной плоскости [4].

Условие резонанса для колебательной системы в общем случае записывается в виде

$$\omega \approx \frac{p}{q} \omega_0, \quad (1)$$

где ω — собственная частота колебательной системы; ω_0 — частота внешней возмущающей силы (ГК); p и q — взаимно простые числа.

В данной работе мы ограничиваемся рассмотрением основного резонанса, когда $p = q = 1$. Следовательно, условие резонанса принимает вид:

$$\omega \approx \omega_0 \quad (2)$$

или, что все равно, $\varphi \approx \omega t + \Theta$,

где $\varphi = \omega t$, а Θ — полный фазовый угол.

Прежде, чем приступить к поиску резонансной области, отметим одно обстоятельство. В силу переменного по длине сечения элементов L, L', L'' , их жесткость также переменна (материал однородный). Поэтому амплитуда и частота точек подвеса A_i будут отличаться от соответствующих параметров колебания в точке C . Допустим, что в нашем распоряжении имеются передаточные отношения W_i , которые получаются по формуле

$$W_i = W_L \cdot W_{L'} \cdot W_{L''}, \quad (3)$$

где $W_L, W_{L'}, W_{L''}$ — передаточные отношения соответствующих элементов. Значения W_i определяют экспериментально — после обработки результатов скоростной киносъемки.

С учетом передаточного отношения W_1 , можно искать условие резонанса в виде (2). Не ограничивая общности, положим, что $W_1 = 1$, так как всегда можно учесть любое другое значение W_1 .

Уравнение движения для i -ой оконченной колебательной системы имеет вид [1]:

$$m_i l_i \frac{d^2 x}{dt^2} + \lambda \frac{dx}{dt} + m_i g \sin x = W_i F \sin \nu t, \quad (4)$$

где m_i — масса тела G_i ; l_i — длина подвеса; λ — коэффициент демпфирования ($\lambda > 0$); x — угол отклонения системы от вертикали (рис. 1,б). С учетом $W_i = 1$, обозначая

$$F = s G_i, \quad (5)$$

[где $G_i = m_i g$ — вес груза; s — положительное число ($s = 0,1 \div 0,3$)] и опустив индексы, получаем уравнение в виде:

$$m l \frac{d^2 x}{dt^2} + \lambda \frac{dx}{dt} + m g \sin x = s m g \sin \nu t. \quad (6)$$

Ограничиваясь рассмотрением режимов колебаний с амплитудой $x \leq 45^\circ$ ($x \leq 0,8 \text{ рад}$), можем в этом уравнении произвести замену

$$\sin x = x - \frac{1}{6} x^3.$$

Тогда уравнение (6) принимает вид:

$$l \frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{\lambda}{m} \frac{dx}{dt} + g \left(x - \frac{1}{6} x^3 \right) = s g \sin \nu t. \quad (7)$$

В полученном уравнении левая часть описывает свободные колебания системы с мягкой кубической характеристикой восстанавливающей силы и демпфирующим членом $\lambda \frac{dx}{dt}$. Для исследуемых систем коэффициент затухания $\lambda = 0,2 \div 0,8$.

Для определения резонансной зоны, на основе асимптотических методов, изложенных в работе [2], преобразуем (7), приведя его к соответствующему виду следующей заменой переменных:

$$x_1 = x \sqrt{6}; \quad \tau = t \sqrt{g/l}. \quad (8)$$

После несложных преобразований, сохраняя прежние обозначения, получаем уравнение в виде:

$$\frac{d^2 x_1}{d\tau^2} + x_1 = x_1^3 - z \frac{dx_1}{d\tau} + Q \sin \tau, \quad (9)$$

где

$$z = \frac{\lambda}{m \sqrt{l g}}; \quad Q = \varepsilon M = s \sqrt{6}.$$

В системе MIG трение и амплитуда возмущающей силы незначительны, т. е. δ и Q имеют порядок малости $0 < \varepsilon \ll 1$, а характеристика нелинейной восстанавливающей силы достаточно близка к линейной. Тогда, согласно [3], члены правой части уравнения (9) можно представить в виде:

$$x^3 - \delta \frac{dx}{dt} = \varepsilon f(x; \frac{dx}{dt}); \quad Q = \varepsilon M = \varepsilon \sqrt{6}.$$

Таким образом, уравнение (9) допускает анализ методами, изложенными в [2] и [3].

Для случая основного резонанса решение уравнения (9) в первом приближении имеет вид [2]:

$$x = a \cos(\omega t + \Theta). \quad (10)$$

Амплитуда a и полный фазовый угол Θ определяются формулами:

$$\begin{aligned} \frac{da}{dt} &= -\frac{\varepsilon}{2\pi} \int_0^{2\pi} f_0(a; \psi) \sin \psi d\psi - \frac{Q}{1+\nu} \cos \Theta; \\ \frac{d\Theta}{dt} &= 1 - \nu - \frac{\varepsilon}{2\pi Q_0} \int_0^{2\pi} f_0(a; \psi) \cos \psi d\psi + \frac{Q}{a(1+\nu)} \sin \Theta. \end{aligned} \quad (11)$$

$$\text{Введем: } \lambda_e(a) = \frac{\varepsilon}{\pi a} \int_0^{2\pi} f_0(a; \psi) \sin \psi d\psi; \quad k_e(a) = 1 - \frac{\varepsilon}{\pi a} \int_0^{2\pi} f_0(a; \psi) \cos \psi d\psi,$$

где $\lambda_e(a)$ — эквивалентный коэффициент затухания;

$k_e(a)$ — эквивалентный коэффициент упругости.

Тогда уравнения (11) принимают вид:

$$\frac{da}{dt} = -\lambda_e(a) \cdot a - \frac{Q}{1+\nu} \cos \Theta; \quad \frac{d\Theta}{dt} = \omega_e(a) - \nu + \frac{Q}{a(1+\nu)} \sin \Theta, \quad (12)$$

$$\text{где } \lambda_e(a) = \frac{1}{2} \lambda_e(a); \quad \omega_e(a) = \sqrt{k_e(a)}.$$

Вычисляя соответствующие интегралы, получаем следующие значения:

$$\lambda_e(a) = \delta; \quad k_e(a) = 1 - \frac{3}{4}a^2; \quad \omega_e(a) = 1 - \frac{3}{8}a^2.$$

Тогда (12) принимают вид:

$$\frac{da}{dt} = -\frac{\delta a}{2} - \frac{Q}{1+\nu} \cos \Theta; \quad \frac{d\Theta}{dt} = 1 - \frac{3}{8}a^2 - \nu + \frac{Q}{a(1+\nu)} \sin \Theta. \quad (13)$$

Для стационарных процессов $\frac{da}{dt} = 0$ и $\frac{d\Theta}{dt} = 0$. Приравняв правые части (13) к нулю, возводя в квадрат и складывая, получаем выражение

$$a^3 \left\{ \left[\left(1 - \frac{3}{8} a^2 \right)^2 - v^2 \right]^2 + v^2 \right\} = Q^2,$$

из которого —

$$v = \sqrt{\left(1 - \frac{3}{8} a^2 \right)^2 - \frac{Q^2}{a^3}} = \sqrt{\frac{Q^2}{a^3} - v^2}. \quad (14)$$

Соотношение для скелетной кривой имеет вид:

$$v = w_s(a) = 1 - \frac{3}{8} a^2. \quad (15)$$

Результаты вычислений по соотношениям (14) и (15) для определенных параметров колебательной системы приведены в таблицах 1, 2 и 3.

Таблица 1

Результаты вычислений для построения скелетной кривой

a	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
v	0.996	0.985	0.967	0.940	0.906	0.865	0.817	0.760

Таблица 2

Результаты вычислений для построения резонансной кривой при параметрах системы:

($\zeta = 50$ г; $l = 4$ см; $\eta = 0.07$; $s = 0.1$ (кривая 1 на рис. 2))

a	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
v_1	0.79	0.88	0.90	0.90	0.88	0.86	0.81	0.75
v_2	1.19	1.05	1.01	0.98	0.92	0.86	0.81	0.75

Таблица 3

Результаты вычислений для построения резонансной кривой при параметрах системы:

($\zeta = 50$ г; $l = 4$ см; $\eta = 0.07$; $s = 0.2$ (кривая 2 на рис. 2))

a	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
v_1	0.44	0.76	0.82	0.83	0.82	0.79	0.76	0.72
v_2	1.32	1.20	1.08	1.09	0.98	0.93	0.87	0.80

Анализируя полученные кривые стационарного режима исследуемой идеализированной колебательной системы, можно сделать следующие основные выводы:

1. Резонансные области колебательной системы, построенные с учетом нелинейности, существенно отличаются от резонансной области в линейном случае.

2. Полученные кривые дают возможность задавать генератору колебаний (ГК) оптимальные частотные режимы, с учетом нелинейности процесса.

3. Из резонансных кривых следует, что с увеличением частоты Г К, амплитуда колебаний тела (плода) G вначале плавно растет, а затем в точке $D_1(D_2)$ скачком увеличивается до значения $C_1(C_2)$, а далее уменьшается по кривой $C_1E_1(C_2E_2)$. При уменьшении же частоты Г К, амплитуда колебаний тела (плода) G растет по кривой $E_1B_1(E_2B_2)$ до точки $B_1(B_2)$, в которой скачком уменьшается до значения $A_1(A_2)$. Учет этих факторов позволит скорректировать частоту Г К с целью выбора оптимальных частотных режимов, обеспечивающих съем плодов при меньших энергетических затратах и облегченном режиме работы Г К.

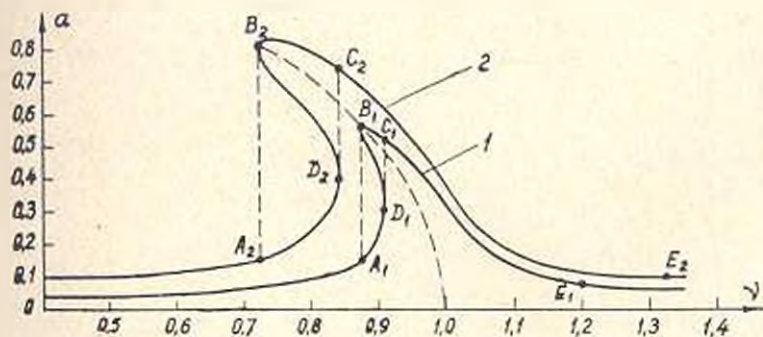


Рис. 2. Графики резонансных кривых стационарного процесса:
1—при $S = 0,1$; 2—при $S = 0,2$

4. Кривые 1 и 2 на рис. 2 показывают, что с увеличением амплитуды возмущающей силы ($S=0,1$ и $S=0,2$), при прочих равных параметрах системы, резонансная область расположена выше. Это говорит о том, что соответствующим подбором амплитудно-частотных режимов работы Г К можно получить оптимальные условия для снятия плодов.

5. Проведенное исследование резонансной области колебаний системы дает возможность подсчитать оптимальные режимы работы Г К для съема любых видов плодов, конкретные параметры (масса, длина плодоножки и т. д.) которых могут быть заложены в формулу (14).

Поступило 10.V.1973.

И. Ф. БИЧЕВСКАЯ, Ф. Ф. ЧИКАЛОВИЧ

ՎԻՔԻԱՏԻՈՆ ՊՏՂԱՀԱՎԱԿՄԱՆ ՄԵՔԵՆԱՅԻ ՍՏԱՑԻՈՆԱՐ ԴԵՋՈՆԱՆՍԱՅԻՆ
ԴԵԺԻՄՆԵՐԻ ԿԱԶՈՒՑՄԱՆ ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

Ա Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Առաջարկված է ուսումնասիրվող տատանողական սիստեմի իդեալականացված ֆիզիկական մոդելը: Ոչ-դժային տատանումների տեսության ասիմպտոտիկ մեթոդների հիման վրա որոշված է պարունների տատանում-

ներքի պրոցեսի ալն ռեզոնանսային զոնան՝ երբ տատանումների ու մեծ
ամպլիտուդաներն առաջացնում են պոկման դինամիկական ուժերի մեծա-
ցում: Պրոցեսի բնույթը ռեզոնանսային տիրույթում հնարավորություն է
ընձեռնում տատանումների ղեկավարողին տալ պատշաճ կերպով հաշվարկելու հա-
մար օպտիմալ ռեժիմ:

ЛИТЕРАТУРА

1. Андронов А. А., Витт А. А., Хайкин С. Э. Теория колебаний. Физматгиз, М., 1959.
2. Боголюбов Н. Н., Митропольский Ю. А. Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний. Физматгиз, М., 1963.
3. Митропольский Ю. А. Метод усреднения в нелинейной механике. Изд-во «Наукосл. думка», Киев, 1971.
4. Тимошенко С. П. Колебания в инженерном деле. Физматгиз, М., 1967.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Т. А. ГОРОЯН

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПЕРИОДОВ СВОБОДНЫХ КОЛЕБАНИЙ
ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ
С УЧЕТОМ УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКИХ СВОЙСТВ БЕТОНА

Анализ частотных уравнений многоэтажных каркасных зданий с абсолютно жесткими ригелями, произведенный нами в [1], показал, что при равенстве масс (m), сосредоточенных в уровнях перекрытий, и жесткостей этажей имеет место линейная зависимость периода r -ой формы свободных колебаний (T_r) от числа этажей (n):

$$T_r = 2\pi(A_r + nB_r)\sqrt{m/a}. \quad (1)$$

Здесь $a = 12EI/l^3$ — жесткость этажа (где l — высота этажа, EI — суммарная изгибная жесткость всех стоек этажа); A_r и B_r — безразмерные коэффициенты, зависящие от тона колебаний, при $a = \text{const}$ $A_1 = 0,367$, $A_2 = 0,160$, $A_3 = 0,118$, $B_1 = 0,633$, $B_2 = 0,210$, $B_3 = 0,126$.

При неизменных геометрических размерах стоек всех этажей условию $a = \text{const}$ соответствует постоянство модуля упругости стоек (E) по высоте здания, т. е. независимость величины E от уровня напряженного состояния. Это справедливо при выполнении каркаса в металле. В случае же железобетонного каркаса $E \neq \text{const}$ по высоте здания, так как в бетоне, как в материале упруго-пластическом, имеет место нелинейная зависимость между напряжениями и деформациями. Поэтому результаты, полученные в [1], не совсем приемлемы для железобетонных каркасных зданий.

Экспериментальная проверка формулы (1), проведенная В. А. Закарином [2] путем натурных измерений периодов более чем 60 железобетонных многоэтажных каркасных зданий, возведенных в г. Ереване, показала, что измеренные периоды колебаний превышают вычисленные на 20—30%. Это приписывается нелинейной работе материала конструкции.

В настоящей статье приводятся результаты анализа частотных уравнений многоэтажных железобетонных каркасных зданий с абсолютно жесткими ригелями при учете упруго-пластических свойств бетона, т. е. при нелинейной работе материала стоек.

Как и в [1], динамическая расчетная схема здания представляется в виде невесомого консольного бруса, несущего n масс, сосредоточенных в уровнях перекрытий (рис. 1). Зависимость касательного

модуля упругости бетона (E_0) от уровня напряженного состояния принимается по известной формуле Л. И. О니щика:

$$E_0 = \left(1 - \frac{\sigma_0}{1,1 R_{np}} \right) E_0, \quad (2)$$

где σ_0 — напряжение в бетоне; R_{np} — призмочная прочность бетона; E_0 — начальный модуль упругости бетона (нормативная величина модуля упругости).

Допуская, что при абсолютной жесткости ригелей все стойки рамного каркаса центрально сжаты*, и принимая равенство сосредоточенных масс ($m_1 = m_2 = \dots = m_n = m$), нормальная сила на уровне k -го этажа будет:

$$N_k = (n - k + 1) mg,$$

а сжимающее напряжение в бетоне стоек k -го этажа, пренебрегая их собственным весом,—

$$\sigma_{0k} = \frac{(n - k + 1) mg}{F},$$

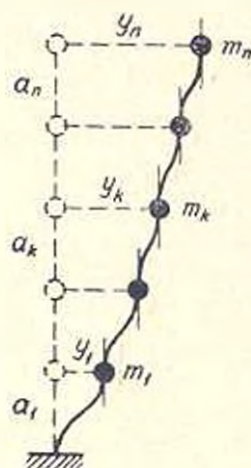


Рис. 1. Расчетная схема здания

где F — суммарная приведенная площадь сечения всех стоек этажа.

Если конструкция запроектирована рационально, то и стойки первого этажа должны быть полностью использованы расчетное сопротивление бетона на сжатие. Тогда

$$\sigma_{01} = K_0 R_{np},$$

где K_0 — коэффициент однородности бетона. Следовательно,

$$N_1 = n mg = K_0 R_{np} F \quad \text{и} \quad R_{np} = \frac{n mg}{K_0 F}.$$

Подставляя значения σ_{0k} и R_{np} в (2), получим:

$$E_{0k} = \left[1 - \frac{K_0 (n - k + 1)}{1,1 n} \right] E_0, \quad (3)$$

$k = 1, 2, \dots, n$.

Поскольку для бетонов марок 200 и выше $K_0 = 0,55-0,60$ [4], то для упрощения задачи принимаем $K_0 = 0,55$. Тогда (3) запишется в виде:

* В этом нет большой погрешности, так как при погонной жесткости ригеля, втрое больше суммарной погонной жесткости стоек, примыкающих к узлу, ригель может рассматриваться как неразрезная балка на шарнирных опорах с упругой заделкой его в крайние стойки [3].

$$E_{6k} = \frac{n+k-1}{2n} E_6. \quad (4)$$

Используя (4), жесткость k -го этажа будет:

$$a_k = \frac{12E_{6k}I}{l^3} = \frac{12E_6I}{l^3} \cdot \frac{n+k-1}{2n}.$$

Но $12E_6I/l^3 = a$ — это жесткость этажа при нормативном значении модуля упругости бетона, т.е. без учета его пластических свойств, поэтому

$$a_k = a f_k. \quad (5)$$

где $f_k = \frac{n+k-1}{2n}, \quad (k = 1, 2, \dots, n) \quad (6)$

Таким образом, задача сводится к определению периодов свободных колебаний здания с жесткостями этажей, линейно увеличивающимися по его высоте.

Дифференциальные уравнения движения масс* имеют вид:

$$m_k \ddot{y}_k + a_k(y_k - y_{k-1}) - a_{k-1}(y_{k-1} - y_k) = 0, \quad (7)$$

($k = 1, 2, \dots, n$)

Частным интегралом системы (7) является $y_k = C_k \sin p t$, и для определения неизвестных амплитуд C_k получится система однородных алгебраических уравнений:

$$-m_k p^2 C_k + a_k(C_k - C_{k-1}) - a_{k+1}(C_{k+1} - C_k) = 0, \quad (8)$$

($k = 1, 2, \dots, n$)

где p — круговая частота свободных колебаний.

При равенстве поэтажно сосредоточенных масс и учете зависимости (5) частотное уравнение — характеристический определитель матрицы системы (8) — запишется в виде:

$$\begin{vmatrix} f_1 + f_2 - \lambda & -f_2 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ -f_2 & f_2 + f_3 - \lambda & -f_3 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & -f_3 & f_3 + f_4 - \lambda & -f_4 & 0 & \dots & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & \dots & 0 & -f_{n-1} & f_{n-1} + f_n - \lambda & -f_n \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & -f_n & f_n - \lambda \end{vmatrix} = 0, \quad (9)$$

где $\lambda = m p^2 / a$ — безразмерная частота свободных колебаний. Очевидно, что период свободных колебаний r -ой формы будет:

$$T_r = \frac{1}{\sqrt{\lambda_r}} = 2\pi \sqrt{m/a}. \quad (10)$$

* Здесь и далее имеются в виду малые колебания.

Используя (6), для зданий высотой до 16 этажей вычислены первые три низших корня (λ) частотного уравнения (9), значения которых приведены в табл. 1. Там же приведены значения $1/\sqrt{\lambda}$.

Таблица 1

Число этажей n	I форма		II форма		III форма	
	λ	$1/\sqrt{\lambda}$	λ	$1/\sqrt{\lambda}$	λ	$1/\sqrt{\lambda}$
1	0.50000	1.414	—	—	—	—
2	0.20943	2.185	1.79057	0.747	—	—
3	0.11342	2.969	1.04677	0.977	2.33982	0.6538
4	0.07070	3.761	0.98136	1.212	1.61985	0.7857
5	0.04818	4.556	0.47487	1.451	1.18898	0.9171
6	0.03490	5.353	0.34840	1.694	0.90095	1.0535
7	0.02643	6.161	0.26590	1.939	0.70185	1.1937
8	0.02070	6.951	0.20933	2.186	0.56012	1.3362
9	0.01665	7.750	0.16895	2.433	0.45638	1.4802
10	0.01368	8.550	0.13915	2.681	0.37848	1.6254
11	0.01141	9.350	0.11655	2.929	0.31867	1.7715
12	0.00971	10.148	0.09902	3.178	0.27182	1.9180
13	0.00834	10.950	0.08516	3.427	0.23448	2.0651
14	0.00724	11.750	0.07403	3.676	0.20428	2.2124
15	0.00635	12.550	0.06490	3.925	0.17950	2.3603
16	0.00561	13.350	0.05738	4.175	0.15892	2.5085

Анализ данных табл. 1 показал, что, как и в случае зданий с равными между собой жесткостями этажей, зависимость $1/\sqrt{\lambda_r}$ от числа этажей можно аппроксимировать линейной функцией:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_r}} = A_r + n B_r.$$

Таблица 2 Здесь постоянные A_r и B_r имеют значения, приведенные в табл. 2. При этом экстремальные погрешности аппроксимации составляют: для первой формы — от —0,19 до 1,11%; для второй формы — от —0,62 до 1,72%; для третьей формы — от —1,95 до 1,61%.

Форма колебаний	A_r	B_r
I форма	0.620	0.794
II форма	0.261	0.243
III форма	0.237	0.139

(Эти отклонения, по-видимому, следует приписать точности произведенных вычислений.) Графики зависимости периода колебаний от числа этажей приведены на рис. 2.

Для оценки влияния нелинейной работы бетона на периоды свободных колебаний железобетонных каркасных зданий рассмотрим отношение

$$\gamma_r = T_r/T_r^*$$

где T_r — период r -ой формы свободных колебаний с учетом пластических свойств бетона;

T_r^* — то же без учета пластических свойств бетона, т. е. определенный по [1].

Через корни частотного уравнения выражение (11) запишется так:

$$\nu_r = \sqrt{\lambda_r^2 / l_r},$$

где λ_r^* — корни частотного уравнения без учета пластических свойств бетона, т. е. при равенстве жесткостей всех этажей здания; значения λ_r^* приведены в [1].

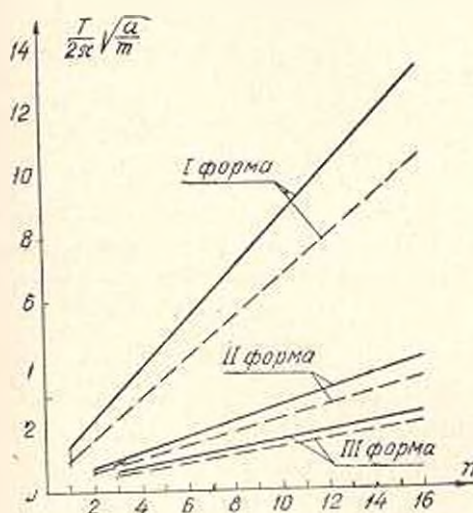


Рис. 2. Зависимости периодов свободных колебаний железобетонных каркасных зданий от числа этажей (n):

— с учетом пластических свойств бетона;
 --- без учета пластических свойств бетона

По значениям λ_r (табл. 1) и данным, приведенным в [1], вычислены значения ν_r . Результаты вычислений сведены в табл. 3.

Таблица 3

n	ν_1	ν_2	ν_3	n	ν_1	ν_2	ν_3
3	1,32	1,22	1,18	10	1,28	1,19	1,19
4	1,31	1,21	1,20	11	1,28	1,19	1,19
5	1,30	1,21	1,20	12	1,27	1,19	1,19
6	1,29	1,20	1,20	13	1,27	1,19	1,18
7	1,29	1,20	1,19	14	1,27	1,19	1,18
8	1,28	1,20	1,19	15	1,27	1,19	1,18
9	1,28	1,19	1,19	16	1,27	1,19	1,18

Данные табл. 3 указывают на незначительную изменчивость значений ν_r каждой формы колебаний. При учете пластических свойств бетона периоды первого, второго и третьего тона свободных колебаний соответственно получаются в среднем на 28, 20 и 19%

больше, чем без их учета. Это хорошо согласовывается с результатами экспериментальной проверки формулы (1) [2].

Таким образом, периоды первых трех тонов свободных колебаний железобетонных каркасных зданий (высотой до 16 этажей) с абсолютно жесткими ригелями следует определять с учетом упруго-пластических свойств бетона и с этой целью можно пользоваться формулой (1) при значениях коэффициентов A_r и B_r , приведенных в табл. 2. При этом вычисленные и измеренные в натуре периоды будут сходны.

ЕрИИ им. К. Маркса

Поступило 22.IV.1974.

S. A. HAKOBYAN

**ԲԵՏՈՆԻ ԱՌԱՋԻԱ-ՊԼԱՍՏԻԿԱԿԱՆ ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՌՔՈՎ
ԵՐԿԱԹՔԵՑՈՆԻ ԿԱՐԿԱՍԱՅԻ ՇԵՆՔԵՐԻ ԱՉԱՏ ՏԱՏԱՆՈՒՄՆԵՐԻ
ՊԱՐՐԵՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՐՈՇԵՐԱՆ ՇՈՒՐՋԸ**

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Փ

Բետոնի առաձգա-պլաստիկական հատկությունների հաշվառումը վերլուծության են ենթարկված բացարձակ կոշտ պարզունակներով երկաթբետոնե բազմահարկ կարկասային շենքերի փոքր տատանումների հաճախական հաշվասարումները՝ ծածկերի մակարդակներում կենտրոնացված մասսաների հաշվասարության և բուրբ հարկերի կանգնակների երկրաշարժական շարժերի անփոփոխության դեպքում: Բետոնի առաձգականության մոդուլի կախվածությունը լարվածային վիճակի մակարդակից ընդունված է ըստ է. Ի. Օնիշիկի (2) բանաձևի:

Վերլուծությունը ցույց է տվել, որ մինչև 16-հարկանի երկաթբետոնե կարկասային շենքերի ազատ տատանումների պարբերությունները բետոնի առաձգա-պլաստիկական հատկությունների հաշվառումով որոշելիս կարելի է օգտվել (1) բանաձևից՝ վերցնելով նրա մեջ մասնող զործակիցների արժեքներն ըստ աղյուսակ 2-ի: Իկյդ դեպքում պարբերությունների հաշվարկային մեծությունները շատ լավ պուղամիտվում են նրանք քաղաքում կառուցված 60-ից ավելի երկաթբետոնե բազմահարկ կարկասային շենքերի տատանումների պարբերությունների չափումների արդյունքների հետ:

ЛИТЕРАТУРА

1. Гороян Т. А., Хачиян Э. Е. К изучению сейсмостойкости железобетонных каркасных зданий повышенной этажности. Доклады Всесоюзного совещания по сейсмостойкому строительству в Алма-Ате. Ереван, 1967.
2. Закарян В. А. Экспериментальное исследование динамических характеристик зданий повышенной этажности. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXIV, № 3, 1971.
3. Улицкий И. И. и др. Железобетонные конструкции. Киев, 1972.
4. Строительные нормы и правила. Часть II, раздел В, глава I. Бетонные и железобетонные конструкции. Нормы проектирования. (СНиП II-В, 1—62). М., Госстройиздат, 1962.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Л. М. ГАПТОВА

О ПРИМЕНЕНИИ ВАРИАЦИОННОГО УРАВНЕНИЯ
КАСТИЛЬЯНО ТЕОРИИ ПОЛЗУЧЕСТИ ПРИ АНАЛИЗЕ
УСАДОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ
КОНСТРУКЦИЯХ

В практике расчетов инженерных конструкций вариационные методы, основанные на теореме Кастильяно, играют важную прикладную роль. При анализе напряженно-деформированного состояния железобетонных элементов стержневых систем с учетом ползучести бетона эти методы пока не получили применения. В настоящей работе, исходя из наследственной теории старения Маслово-Арутюниана [1] и из вариационных уравнений теории ползучести [7—8], получено вариационное уравнение Кастильяно для железобетонных изгибаемых конструкций в случае учета усадки и ползучести бетона и приведены некоторые его приложения к расчету железобетонных балок. В основу работы положены гипотезы и предпосылки, принятые в настоящее время в теории железобетонных конструкций [1—6, 9, 10] и др.

1. Рассмотрим случай, когда железобетонная балка подвержена действию изгибающих моментов $M(x, t)$, меняющихся по длине и во времени при учете усадки $s(t)$, равномерной по длине и переменной во времени. Для конкретности сечение балки принимаем прямоугольным с одиночной арматурой, расположенной в растянутой зоне. Координатные оси выбираем согласно рис. 1, где начало координат

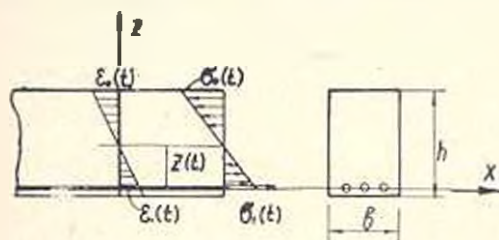


Рис. 1

расположено в центре тяжести поперечного сечения растянутой арматуры. Исследуем первую стадию напряженного состояния железобетонных элементов, когда в растянутой зоне трещины еще не появились. Согласно гипотезе плоских сечений для деформации бетона полагаем

$$\epsilon(t) = A(x, t) - B(x, t)z, \quad (1)$$

где $A(x, t)$, $B(x, t)$ — пока неизвестные функции.

Из условия совместности деформаций арматуры и соприкасающегося с ней слоя бетона имеем:

$$A(x, t) = \epsilon_1(t), \quad (2)$$

где $\epsilon_1(t)$ — относительная деформация арматуры.

Тогда напряжения в арматуре будут: $\sigma_1(t) = E_1 A(x, t)$, где E_1 — модуль упругости арматуры. Зависимость между напряжением и деформацией в бетоне согласно [1] имеет вид:

$$E\epsilon(t) = Es(t) + \sigma(t) + \int_0^t s(\tau) K(t, \tau) d\tau, \quad (3)$$

где E — модуль мгновенной деформации бетона, который для простоты принимается постоянным;

$$s(t) = s_0 \exp(-\alpha\tau_1) |1 - \exp[-\alpha(t - \tau_1)]|;$$

s_0 и α — экспериментальные постоянные, зависящие от состава и условий твердения бетона;

$$K(t, \tau) = -E\varphi'(\tau) + E[\varphi'(\tau) + \gamma\varphi(\tau)] \exp[-\gamma(t - \tau)]; \quad (4)$$

$$\varphi(\tau) = \frac{A_1}{\tau} + C_0;$$

A_1 , C_0 — характеристики старения бетона. Условия равновесия рассматриваемой балки будут:

$$\int_0^h \sigma(t) b dz + \sigma_1(t) F_1 = 0; \quad \int_0^h \tau(t) b z dz + M(x, t) = 0, \quad (5)$$

где h и b — соответственно высота и ширина поперечного сечения балки; F_1 — площадь поперечного сечения арматуры (рис. 1). Используя условия равновесия и соотношения между деформациями и напряжениями для бетона и арматуры, после некоторых преобразований получим:

$$aA(x, t) - a_1 M(x, t) = a_2 s(t) - \int_0^t [A(x, \tau) - a_1 M(x, \tau)] K(t, \tau) d\tau, \quad (6)$$

Вводя функцию

$$H(x, t) = A(x, t) - a_1 M(x, t), \quad (7)$$

получим:

$$H(x, t) = a_1 \left(\frac{1}{a} - 1 \right) M(x, t) + \frac{a_2}{a} s(t) - \int_0^t H(x, \tau) K(t, \tau) d\tau, \quad (8)$$

$$\text{где } a = \frac{\sigma + 4}{4}; \quad a_1 = \frac{3\sigma}{2EFh}; \quad a_2 = \frac{\gamma}{4}; \quad F = bh; \quad \sigma = \frac{EF}{E_1 F_1}.$$

Полученное уравнение легко свести к линейному дифференциальному

уравнению второго порядка с соответствующими начальными условиями, решение которого имеет вид:

$$H(x, t) = \frac{a_2 s(t) - a_1 \left(1 - \frac{1}{a}\right)}{a} M(x, t) - \int_{\tau_1}^t \left[\frac{a_2 s(\tau) - a_1 \left(1 - \frac{1}{a}\right)}{a} M(x, \tau) \right] \times \\ \times R(t, \tau) d\tau, \quad (9)$$

где $-R(t, \tau)$ — резольвента ядра $-\lambda_0 K(t, \tau)$ и имеет вид:

$$R(t, \tau) = \gamma_1(\tau) - \gamma_1 \Theta(\tau) \int_{\tau_1}^t \left| \exp \left| - \int_{\tau_1}^{\xi} \gamma_1(z) dz \right| \right| d\xi, \quad (10)$$

здесь

$$\gamma_1(z) = \gamma_1 [1 + \lambda_0 E z(z)]; \quad \Theta(z) = \gamma_1(z) + \gamma_1^2(z) - \gamma_1 \gamma_1(z). \quad (11)$$

Внеся выражение (9) в равенство (7), найдем значение функции

$$A(x, t) = C \left\{ s(t) + \frac{M(x, t)}{EW} - \int_{\tau_1}^t \left[s(\tau) - \frac{M(x, \tau)}{EW_1} \right] R(t, \tau) d\tau \right\}, \quad (12)$$

$$\text{где } C = \frac{\gamma}{\gamma + 4}; \quad W = \frac{bh^3}{6}; \quad W_1 = \frac{2bh^3}{3\gamma}.$$

Используя (12), после некоторых преобразований найдем:

$$B(x, t) = \frac{M(x, t)}{EI} - d_1 s(t) - \int_{\tau_1}^t \left[d_2 s(\tau) R(t, \tau) - \frac{M(x, \tau)}{EI_1} R^*(t, \tau) \right] d\tau, \quad (13)$$

где

$$I_1 = \frac{bh^3}{12}; \quad I = \frac{bh^3(\gamma + 4)}{12(\gamma + 1)}; \quad d_1 = \frac{6}{h(\gamma + 4)}; \quad d_2 = d_1 \frac{\gamma}{4};$$

$$\gamma_1 = \frac{3\gamma^2}{4(\gamma + 4)}; \quad R^*(t, \tau) = \gamma_1 R(t, \tau) + K(t, \tau).$$

На уровне нейтральной оси $z_1(t) = z$ и между функциями $A(x, t)$ и $B(x, t)$ имеем зависимость

$$A(x, t) = B(x, t)z. \quad (14)$$

2. Кривизна балки через относительные деформации бетона и арматуры имеет вид: $\kappa(x, t)h = \varepsilon_1(t) - \varepsilon_0(t)$. Замечая, что $\kappa(x, t) = B(x, t)$, имеем

$$\kappa(x, t) = \frac{M(x, t)}{EI} - d_1 s(t) - \int_{\tau_1}^t \left[d_2 s(\tau) R(t, \tau) - \frac{M(x, \tau)}{EI_1} R^*(t, \tau) \right] d\tau. \quad (15)$$

Сумма работ вариации внешних и внутренних сил на действительные перемещения в момент времени t равна нулю, тогда

$$\int_0^l \delta(x, t) \delta M(x, t) dx - \sum_{i=1}^n W_i(t) \delta P_i(t), \quad (16)$$

где $P_i(t)$ и $W_i(t)$ — соответственно обобщенные силы и перемещения. Подставляя (15) в (16), будем иметь:

$$\begin{aligned} & \delta \int_0^l \left\{ \frac{M^2(x, t)}{2EI} - d_1 s(t) M(x, t) - \int_0^t \left[d_2 s(\tau) M(x, t) R(t, \tau) - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{M(x, \tau) M(x, t)}{EI_1} R^0(t, \tau) \right] d\tau \right\} dx - \sum_{i=1}^n W_i(t) \delta P_i(t). \end{aligned} \quad (17)$$

Отсюда для обобщенного перемещения получим формулу:

$$\begin{aligned} W_i(t) = & \int_0^l \left\{ \frac{M(x, t)}{EI} - d_1 s(t) - \int_0^t \left[d_2 s(\tau) R(t, \tau) - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{M(x, \tau)}{EI_1} R^0(t, \tau) \right] d\tau \right\} \frac{\partial M(x, t)}{\partial P_i(t)} dx. \end{aligned} \quad (18)$$

Формула (18) выражает теорему Кастильяно для железобетонной балки при учете усадки и ползучести бетона.

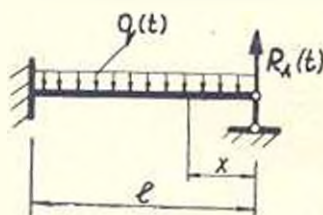


Рис. 2

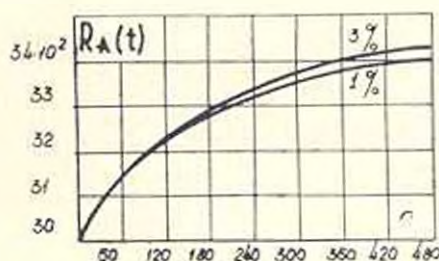


Рис. 3

Для иллюстрации формулы (18) рассмотрим один раз статически неопределимую железобетонную балку, нагруженную равномерно-распределенной, меняющейся во времени нагрузкой $q(t)$ (рис. 2), при учете усадки и ползучести бетона. Для определения значения опорной реакции при отсутствии осадки опоры получаем уравнение:

$$\begin{aligned} & \int_0^l \left\{ \frac{M(x, t)}{EI} - d_1 s(t) - \int_0^t \left[d_2 s(\tau) R(t, \tau) - \frac{M(x, \tau)}{EI_1} R^0(t, \tau) \right] d\tau \right\} \times \\ & \times \frac{\partial M(x, t)}{\partial R_A(t)} dx = 0. \end{aligned} \quad (19)$$

В рассматриваемом случае

$$M(x, t) = \frac{q(t)x^2}{2} - R_A(t); \quad \frac{dM(x, t)}{dR_A(t)} = -x. \quad (20)$$

Принимая интегрирование и введя обозначение

$$\Phi(t) = R_A(t) - \frac{3q(t)l}{8}, \quad (21)$$

получим интегральное уравнение:

$$\Phi(t) = - \left[\frac{3}{2l} d_1 EI s(t) + \frac{3}{2l} d_2 EI \int_0^t s(\tau) R(t, \tau) d\tau \right] + \lambda \int_0^t \Phi(\tau) R(t, \tau) d\tau. \quad (22)$$

Решение (22) имеет вид

$$\begin{aligned} \Phi(t) = & - \frac{3}{4l} d_1 EI \left\{ s(t) + \frac{\lambda}{4} \int_0^t s(\tau) R(t, \tau) d\tau - \lambda \int_0^t \left[s(\tau) + \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{\lambda}{4} \int_0^t s(\xi) R(t, \xi) d\xi \right] \bar{R}^*(t, \tau) d\tau \right\}. \end{aligned} \quad (23)$$

Здесь $\lambda = \frac{\nu+4}{4(\nu+1)}$; $\bar{R}^*(t, \tau)$ — резольвента ядра $R^*(t, \tau)$, построенная методом последовательного приближения. Ограничившись первым приближением, будем иметь $\bar{R}^*(t, \tau) = R^*(t, \tau)$. Подставив (23) в (21), получим величину опорной реакции

$$\begin{aligned} R_A(t) = & \frac{3q(t)l}{8} - \frac{3}{2l} d_1 EI \left\{ s(t) + \frac{\lambda}{4} \int_0^t s(\tau) R(t, \tau) d\tau - \right. \\ & \left. - \lambda \int_0^t \left[s(\tau) + \frac{\lambda}{4} \int_0^t s(\xi) R(t, \xi) d\xi \right] \bar{R}^*(t, \tau) d\tau \right\}. \end{aligned} \quad (24)$$

При $q(t) = q$ и в случае старого бетона $\nu(\tau) = C_0$ получим:

$$\begin{aligned} R_A(t) = & \frac{3ql}{8} + \frac{EW}{l} s_0 \omega_n(t) - \frac{EW''}{l} s_0 \left\{ \frac{\gamma-1}{\gamma-\alpha} \left[\lambda_1 \frac{\gamma-1}{\gamma-\alpha} - \lambda \right] \omega_n(t) - \right. \\ & - \lambda_1 \frac{(\gamma-1)^2}{(\gamma-\alpha)^2} \omega_2(t) + \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma} \right) \left[\lambda_2 - \lambda_1 \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma} \right) \right] \omega_3(t) - \lambda_2 EC_0 \left[\frac{1}{\gamma-\alpha} \times \right. \\ & \left. \left. \left(\frac{4}{\gamma} + \frac{\gamma-1}{\gamma-\alpha} \right) \omega_1(t) - \frac{\lambda}{(\gamma-\alpha)^2} \omega_3(t) - \frac{1}{\gamma} \left(\frac{4}{\gamma} + 1 - \frac{\gamma}{\gamma} \right) \omega_3(t) \right] \right\}, \end{aligned} \quad (25)$$

где $\omega_0(t) = \exp(-\gamma t) |\exp[-(x-\gamma)t] - \exp[-(x-\gamma)\tau_1]|$;
 $\omega_1(t) = \exp(-\gamma t) |\exp[-(x-\gamma)t] - \exp[-(x-\gamma)\tau_1]|$;
 $\omega_2(t) = \exp(-x\tau_1) \exp[-\gamma(t-\tau_1)](t-\tau_1)$;
 $\omega_3(t) = \exp(-x\tau_1) \{1 - \exp[-\gamma(t-\tau_1)]\}$;
 $\omega_4(t) = \exp(-x\tau_1) \exp[-\gamma t - \gamma\tau_1] |\exp[-(\gamma-\gamma)t] - \exp[-(\gamma-\gamma)\tau_1]|$;
 $\omega_5(t) = \exp(-x\tau_1) \{1 - \exp[-\gamma(t-\tau_1)]\}$;
 $\omega_6(t) = \exp(-x\tau_1) \{1 - \exp[-\gamma(t-\tau_1)]\}$;
 $\lambda_1 = 3\nu^2/16(\nu+1)$; $W' = 3\nu b h^2/16(\nu+1)$. (26)

При $t \rightarrow \infty$ имеем:

$$R_A(\infty) = \frac{3ql}{8} - \frac{EW}{e} s_0^* + \frac{EW'}{l} s_0^* \left\{ \left(1 - \frac{\gamma}{\eta} \right) \left[\lambda_1 - \lambda_2 \left(1 - \frac{\gamma}{\eta} \right) \right] \times \right. \\ \left. \times \left[\lambda_1 EC_0 \left(\frac{\nu}{4} + 1 - \frac{\gamma}{\eta} \right) \right] \right\}, \quad (27)$$

где $s_0^* = s_0 \exp(-x\tau_1)$.

Далее, для рассматриваемой балки при

$$q = 20 \text{ кГ/см}; \quad l = 400 \text{ см}; \quad E_1 = 2 \cdot 10^8 \text{ кГ/см}^2;$$

$$E = 2 \cdot 10^5 \text{ кГ/см}^2; \quad I = 20 \cdot 40 \text{ см}^2; \quad \gamma = 0,026;$$

$$C_0 = 0,9 \cdot 10^{-6} \text{ см}^2/\text{кГ}; \quad x = 0,011; \quad s_0 = 2 \cdot 10^{-1}$$

проведен численный расчет опорной реакции. По полученным данным построены зависимости (рис. 3). Анализ кривых показывает, что от усадки бетона реакция растет во времени. При изменении t от 28 дней до 1,5 лет реакция растет на 13,5%, а дальше принимает асимптотический характер. Из зависимостей видно, что влияние процента армирования незначительно.

3. Рассмотрим напряженно-деформированное состояние железобетонной консольной балки (рис. 4). Для определения перемещения свободного конца балки воспользуемся методом введения добавочной силы $P^*(t)$. Тогда прогиб $W(t)$ будет

$$W(t) = \int_0^l \left| \frac{M(x,t)}{EI} - d_1 s(t) - d_2 \int_0^t s(\tau) R(t,\tau) d\tau + \int_0^t \frac{M(x,\tau)}{EI} R^* d\tau \right| \frac{\partial M(x,t)}{\partial P^*(t)} dx, \quad (28)$$

где $M(x,t) = q(t)x^2/2 + P^*(t)x$; $\partial M(x,t)/\partial P^*(t) = x$.

В выражении прогиба полагая $q(t) = q$ и $P^*(t) = 0$, получим:

$$W(t) = \frac{q l}{8 E I} \left[1 + \frac{3\nu^2(\nu+1)}{(\nu+4)^2} \left(1 - \frac{\gamma}{\eta} \right) \omega_1(t) - \frac{4(\nu+1)}{\nu+4} EC_0 \omega_2(t) \right] + \\ + \frac{d_1 l^2}{2} s_0 \omega_6(t) + \frac{d_2 l^2}{2} s_0 \left[\left(1 - \frac{\gamma}{\eta} \right) \omega_4(t) - \frac{\gamma-\gamma}{\gamma-d} \omega_0(t) \right]. \quad (29)$$

Положение нейтральной оси определяется выражением

$$z_1(t) = \frac{C \frac{q l^3}{2 E W} \left\{ 1 + \frac{\gamma}{4} \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_1} \right) \omega_1(t) \right\} - s_0 C \left\{ \omega_2(t) - \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_1} \right) \omega_1(t) \right\} + \frac{q l^3}{2 E I} \left\{ 1 + \frac{3 \gamma (\gamma + 1)}{(\gamma + 4)^2} \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_1} \right) \omega_1(t) - \frac{4 (\gamma + 1)}{(\gamma + 4)} E C s_0 \omega_2(t) \right\} + \frac{\gamma_1 - \gamma}{\gamma_1 - \alpha} \omega_0(t) \right\} + \left\{ d_1 s_0 \omega_2(t) + d_2 s_0 \left[\left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_1} \right) \omega_1(t) - \frac{\gamma_1 - \gamma}{\gamma_1 - \alpha} \omega_0(t) \right] \right\} \quad (30)$$

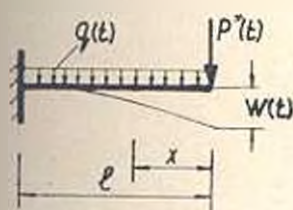


Рис. 4

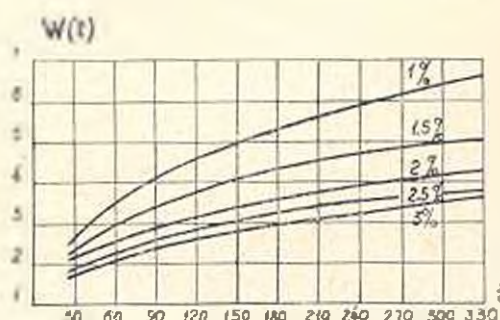


Рис. 5

Напряжения в арматуре и в бетоне, на основании (2) и (5), будут:

$$\sigma_1(t) = E_1 C \frac{q l^3}{2 E W} \left\{ 1 + \frac{4}{\gamma} \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_1} \right) \omega_1(t) \right\} - E_1 C s_0 \left\{ \omega_2(t) - \left(1 - \frac{\gamma}{\gamma_1} \right) \omega_1(t) + \frac{\gamma_1 - \gamma}{\gamma_1 - \alpha} \omega_0(t) \right\}; \quad \sigma_0(t) = -\nu \frac{h - z_1(t)}{h - 2z_1(t)} \sigma_1(t), \quad (31)$$

где

$$\omega_1(t) = [1 - \exp[-\gamma_1(t - \tau_1)]]; \quad \omega_0(t) = [1 - \exp[-\gamma(t - \tau_1)]]; \quad \nu = \frac{F_1}{F}.$$

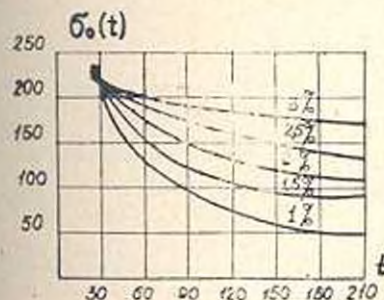


Рис. 6

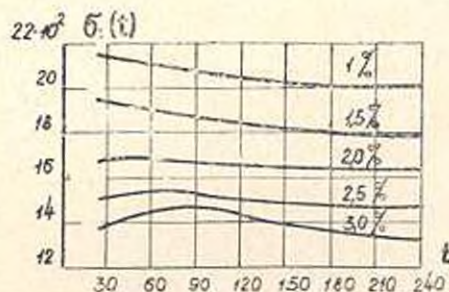


Рис. 7

По данным предыдущего примера построены зависимости, приведенные на рис. 5, 6, 7. Анализируя зависимость (рис. 5) для перемещения,

видим значительный рост прогиба во времени под действием усадки и ползучести бетона. Увеличение процента армирования уменьшает прогиб, что также видно из зависимости (рис. 5). Перераспределение напряжений в арматуре и в бетоне показано на рис. 6 и 7.

Формулу (18) можно применять при расчете и раз статически неопределимых стержневых систем.

Краснодарский политехнический институт

Поступило 27.IX.1973

Լ. Մ. ԴԱՅՏՈՎԱ

ԵՐԿԱՐՔԵՑՈՆՆ ԿԱՆԱՏՐՈՒՑԻՍԱՆԵՐՈՒՄ ԿՑԻՄԵՆ ԸՍՏՈՒՄՆԵՐԻ ՎԵՐԱՌԵՄՈՒՄ
ԽՈՍՈՆԱԿ ՍՈՂԻՔԻ ՏԵՄՊԵՐԱՅԻՆ ԿԱՍՏԻՏԱՆՈՅԻ ՎԵՐԱՑԻՈՆ ԶԱՎԱՐՈՐՈՒՄ
ԿՐԱՆՈՒՄՆ ԿՐԱՐԵՐՅԱԼ

Ա. Վ Ի Ն Փ Ո Ւ Մ

Հոդվածում դիտվում են երկաթբետոնե ծոփոց էլեմենտներ, որոնցում ծոփոց մոմենտը փոփոխվում է թե՛ ըստ երկարության և թե՛ ըստ ժամանակի։ Ստացված է Կաստիլյանոյի վարիացիոն նախաարտաք բետոնի կծկման և սողրի հաշվառով, որի հիման վրա բերված են Կաստիլյանոյի բետոնի մի քանի կիրառումները ստատիկորեն անորոշելի ու ստատիկորեն որոշելի խնդիրներ լուծելիս։

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Аригянц Н. Х. Некоторые вопросы теории ползучести, М., —Л., Гостехиздат, 1952
2. Алексиндровский С. В. Расчет бетонных и железобетонных конструкций на температурные и влажные воздействия (с учетом ползучести). Стройиздат, 1966
3. Бондаренко В. М. Некоторые вопросы нелинейной теории железобетона. Харьков, 1968.
4. Висилев А. И. Усадочные напряжения в элементах железобетонных конструкций. Труды Военно-морского инженерно-строительного училища РКМФ, вып. 1, 1939
5. Висилев А. И. Некоторые вопросы пластических деформаций бетона. «Изв. ВНИИ», т. 49, Госэнергоиздат, 1953.
6. Гаозден А. А. Температурно-усадочные деформации в массивных бетонных балках. «Изв. АН СССР ОН», № 4, 1953.
7. Задоян М. А. Вариационное уравнение Кастильяно нелинейно-наследственной теории ползучести. «Известия АН СССР, Механика твердого тела», № 5, 1972.
8. Задоян М. А. О вариационных уравнениях теории ползучести. «Доклады АН АрмССР», 1958, т. 26, № 5.
9. Прокопович Н. Е. Влияние длительных процессов на напряженное деформированное состояние сооружений. Госстройиздат, 1963.
10. Улицкий И. И. Теория и расчет железобетонных конструкций с учетом длительных процессов. Киев, 1967.

ГИДРОТЕХНИКА

Г. Г. ХАЧИКЯН

О ПАРАМЕТРАХ ГЛУБИННОЙ ЦЕМЕНТАЦИИ В ВЫСОКОНАПОРНЫХ ТУННЕЛЯХ

Глубинная цементация в гидротехнических туннелях с одной стороны консолидирует и закрепляет трещиноватые скальные породы вокруг выработки, с другой—значительно уменьшает утечку воды. Это мероприятие позволяет максимально использовать несущую способность скалы и, в ряде случаев, дорогостоящие металлические и железобетонные обделки высоконапорных туннелей заменить выравнивающими или тонкостенными бетонными покрытиями. Благодаря указанным достоинствам, такие туннельные конструкции все чаще находят применение в напорных туннелях, сооружаемых в нашей стране и за рубежом. Рост объемов буровых и нагнетательных работ компенсируется стоимостью металла и бетона, вместо которых как строительный материал используется цементно-песчаный раствор [1]. Цементный камень, образующийся в пустотах породы, повышает ее прочностные и деформационные характеристики, что позволяет зацементированному слою воспринимать большую часть внутренней гидростатической нагрузки. Туннель Розелан-Бати во Франции при напоре 16,3 атм имеет бетонную облицовку толщиной всего 0,2—0,3 м и железобетонную обделку толщиной 0,3 м с глубокой цементацией окружающей породы. Нагнетание раствора выполнено при давлении 80 атм через 12 скважины (глубиной 3 м) по периметру сечения туннеля, расположенных через 2,5 м по длине туннеля. Туннель Ингури ГЭС в Грузии (диаметром 9,5 м и напором 16,5 атм) проходит в слоистых трещиноватых известняках. Обделка осуществлена в виде тонкого выравнивающего бетонного кольца толщиной 0,5 м с глубокой цементацией горных пород через радиальные скважины под давлением 20—30 атм.

Многочисленные экспериментальные данные [2, 3], полученные в натурных условиях, показывают, что благодаря омоноличиванию и обжатия породы при цементации под высоким давлением ее прочностные и деформационные характеристики повышаются примерно в 1,5—2,5 раза. Примером могут служить данные исследований деформативных свойств горных пород, залегающих в основании плотины Пьяна в Италии, где цементация трещиноватых скальных пород повысила их коэффициент отпора в 1,5 раза. Исследования были проведены в опытной штольне при равномерном внутреннем давлении

15 кГ/см² [2]. В отдельных случаях упругие характеристики скальной породы после цементации не уступают показателям бетона, а порода становится почти водонепроницаемой [3].

По статическим условиям работы укрепленный слой массива можно представить как толстостенную трубу (рис. 1), испытывающую внутреннее равномерное давление воды [4]. Рассматривая этот зацементированный слой скалы вместе с окружающей бесконечной средой как составную трубу, на основе формулы Ламе получим уравнение радиальных перемещений на контакте двух зон при отсутствии продольных смещений системы [5]:

$$\frac{(1-\nu_0) a_0}{E_0 (a_0^2 - a^2)} \left[(1-2\nu_0)(a^2 p - a_0^2 z_0) + (P - z_0)a^2 \right] = (1+\nu_0) \frac{a_0 z_0}{E_0}, \quad (1)$$

где p — гидростатическое давление в туннеле;

a_0 и a — соответственно радиусы цементации и туннеля;
 E_0 и ν_0 — модуль упругости и коэффициент поперечной деформации закрепленной породы в массиве;

E_0 и ν_0 — модуль упругости и коэффициент поперечной деформации породы в ее естественном состоянии;

z_0 — доля внутренней нагрузки, воспринимаемой неукрепленной породой (упругий отпор породы).

Из выражения (1) получим величину радиуса укрепительной цементации

$$a_0 = a \sqrt{\frac{m + P/z_0}{m + 1}}, \quad (2)$$

где $m = \frac{(1+\nu_0)E_0 - (1+\nu_0)E_0}{2(1-\nu_0^2)E_0}$ — фактор упругих характеристик.

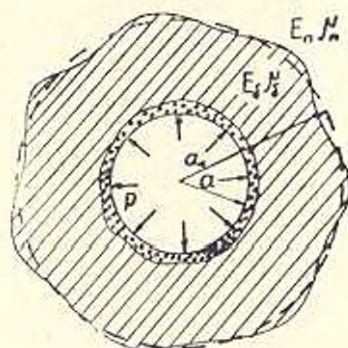


Рис. 1.

Методика определения упругих свойств горных пород в рассматриваемом случае приобретает весьма важное значение. Известно, что порода в условиях естественного залегания находится в начальном напряженном состоянии от веса вышележащей толщи. Однако, учет

этих сил при решении различных задач механики горных пород связан с довольно сложными вопросами. Это объясняется наличием многочисленных факторов, трудно поддающихся учету, изменением напряженного состояния во времени из-за упруго-пластических перемещений породы в сторону выработки, процессом ползучести и релаксации, образованием нарушенной зоны и т. д. К тому же, при наличии каверн и неоднородностей в массиве, действительная картина распределения этих напряжений может значительно отличаться от результатов расчета, полученных методами теории упругости изотропного тела. Исходя из этих соображений, в практике проектирования подземных и наземных сооружений обычно эти силы не принимаются в расчет, имея в виду, что их влияние на деформируемость породы фактически учитывается при исследовании упругих характеристик породы в туннельных условиях. Наиболее достоверным способом исследования этих показателей является испытание готовых туннелей или параллельных им опытных цилиндрических камер, которое, несмотря на высокую стоимость, нашло довольно широкое применение в практике строительства плотин и туннелей [6]. Основное преимущество этого метода заключается в определенном уменьшении влияния масштабного фактора на результаты опытов и в учете естественного напряженного состояния, существующего в массиве горных пород.

Контактное давление на наружной поверхности зацементированного слоя вызывает растягивающие напряжения в области неукрепленных горных пород. Для обеспечения надежной работы несущей конструкции совместно с окружающей средой необходимо, чтобы эти растягивающие усилия находились в допустимых пределах. Подставляя в (2) величину допускаемого напряжения на растяжение σ_n для горных пород, находящихся в естественном состоянии, получим необходимый радиус цементации.

Из этого выражения находим глубину укрепительной цементации

$$a - a_0 = a - a \left(\sqrt{\frac{m + P_0 \varepsilon_n}{m + 1}} - 1 \right). \quad (3)$$

Цементационное давление P_0 должно компенсировать растягивающие напряжения от напора воды, появляющиеся на радиальных сечениях зацементированного слоя. Максимальные растягивающие напряжения на внутренней поверхности туннеля определяются из формулы толстостенной трубы [5]:

$$\sigma_1 = \frac{(a_0^2 + a^2)P - 2a_0^2 \varepsilon_n}{a_0^2 - a^2}. \quad (4)$$

Приравнявая P_0 и σ_1 и имея в виду зависимость (2), получится [7, 8]:

$$P_0 = P + 2m \varepsilon_n. \quad (5)$$

т. е. цементационное давление зависит от внутренней нагрузки в туннеле и от прочностных и деформационных характеристик породы.

Первоначальное давление цементного раствора не остается постоянным с течением времени. Оно может понижаться от усадки раствора, ползучести бетона и породы и от различных потерь. Применением растворов на расширяющемся или безусадочном цементе можно достигнуть уменьшения или даже полного исключения влияния усадки раствора на снижение первоначального (рабочего) давления.

Укрепительная цементация напорных туннелей, проходящих в трещиноватых горных породах, может найти применение также и в условиях Армянской ССР.

Предположим, что туннель с внутренним давлением 15 кг/см^2 залегает в породах, для которых предельное напряжение на растяжение равно 6 кг/см^2 . Если коэффициент запаса принять $n=2$, то $\sigma_0 = 3 \text{ кг/см}^2$. Определим необходимые параметры глубинной цементации, считая, что, благодаря укреплению, модуль упругости скалы возрастает в 1,5 раза, т. е. $E_0/E_n = 1,5$. Принимая $\mu_0 = 0,17$ и $\mu_n = 0,2$, получаем: $m = 0,322$; $d \approx a$; $P_n = 17 \text{ кг/см}^2$. Эти параметры отвечают современной практике укрепительной цементации, применяемой в гидротехническом туннелестроении.

Применение предложенных формул для определения параметров глубинной цементации позволит улучшить проектирование и строительство высоконапорных туннелей в трещиноватых скальных породах за счет повышения их строительных качеств и несущей способности.

ЕрПН им. К. Маркса

Поступило 1.III.1971.

Ն. Գ. ԽԱՉԻԿՅԱՆ

ԲԱՐՁՐ ԸՆՇՈՒՐԱՅԻՆ ԹՈՒՆԵԼՆԵՐՈՒՄ ԽՈՐՀԱՆՈՒՄԻ ՑՈՒՆԵՆՏԱՑՈՒՄ ՊԱՐԱՄԵՏՐՆԵՐԻ ԻՍԽԱՆ

Ա. Մ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Ճնշումային թունելներում ամրապնդող ջեմենտացումը կիրառվում է չեղրավոր մայրալին ապարների առաձգական և մեխանիկական բնութագրերը բարձրացնելու և ջրանցկությունը փոքրացնելու նպատակով: Մաճնարավորություն է ապին զգալիորեն բարձրացնել ջեմենտացված ապարների կրողունակությունը և նրանց հազորդել ներքին հիդրոստատիկ ճնշման մեծ մասը: Հոգվածում այդ ամրապնդված շերտը դիտվում է որպես հասապատերով զանաձն խողովակ, որի ներքին մակերևույթի վրա ազդում է ջրի ճնշումը, իսկ արտաքինի վրա՝ բնական փնակում գտնվող զանգվածի առաձգական հակազդումը: Ամրապնդվող ջեմենտացման հիմնական պարամետրերն են՝ ջեմենտա-ավազային շաղախի ներարկման խորությունը և նրա ճնշումը: Ցեմենտացման խորությունը (խողովակի արտաքին շաղախը) որոշվում է չամրապնդված ապարներում առաջացող ձգող լարումները թուլատրելի սահմաններում պահելու պայմանից: Ներարկման ճնշման մեծու-

թիւնը որոշվում է այն պայմանից, որ նա լինի մեծ կամ համաստի տնրա-
պնդված շերտում անաշտացած մաքրումում ձգող լարումներից: Առաջարկվող
մեթոդով ստացվող պարամետրները համապատասխանում են այն տվյալ-
ներին, որոնք հայտնի են հիդրոտեխնիկական թունելաշինության մասն-
նախկին պրակտիկայում:

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Эристон В. С. О конструкции и расчете обделок высоконапорных гидротехнических туннелей. «Гидротехническое строительство», № 11, 1963.
- 2 Звразов Г. Г., Бугаева О. Е. Гидротехнические туннели гидроэлектрических станций. Госэнергоиздат, 1962.
- 3 Лисас Э. Э. Об использовании цементации в конструкциях обделок высоконапорных гидротехнических туннелей. «Гидротехническое строительство», № 10, 1968.
- 4 Ачikian Г. Г. О глубине укрепительной цементации в напорных гидротехнических туннелях. «Гидротехническое строительство», № 12, 1964.
- 5 Тимошенко С. П. Курс сопротивления материалов. Госиздат, 1928.
- 6 Заирцев Г. П. Методы испытаний деформаций массивов породы под нагрузкой и опытных выработках. В со. «Проектирование и сооружение гидротехнических туннелей и подземных ГЭС», Госэнергоиздат, 1963.
- 7 Ачikian Г. Г. О величине давления укрепительной цементации в напорных туннелях. «Гидротехническое строительство», № 8, 1970.
- 8 Птарикян Л. А. Методы расчета эффективности укрепительной цементации напорных гидротехнических туннелей. «Тезисы докладов XXI научно-технической конференции ЕрПИ», Ереван, 1974.

ТЕПЛОТЕХНИКА

Р. А. ДУМАНЯН

К ВЫБОРУ ТИПА СТУПЕНИ ФРЕОНОВОГО
ЦЕНТРОБЕЖНОГО ТУРБОКОМПРЕССОРА ДЛЯ
СИСТЕМ КОНДИЦИОНИРОВАНИЯ ВОЗДУХА

Развитие холодильной техники, в частности, успехи в области холодильного машиностроения создают необходимые предпосылки для внедрения систем кондиционирования воздуха с использованием оборудования зимой для отопления, а летом для охлаждения воздуха в жилых и административных помещениях. Вопрос охлаждения воздуха в зданиях приобретает особое значение для городов южных районов нашей страны (Ташкент, Ашхабад, Алма-Ата, Киев, Ереван, Баку и т. д.), для которых продолжительность и величина нагрузки искусственного охлаждения сопоставимы и даже превышают соответствующие показатели отопительного периода [5]. Это обстоятельство в случае правильного выбора рабочей схемы может способствовать существенному увеличению числа часов эксплуатации холодильных агрегатов, предназначенных для тепло- и хладоснабжения установок кондиционирования воздуха.

Создание унифицированных и экономичных холодильных агрегатов для таких систем может представлять большой практический интерес, если учитывать, что системы круглогодичного кондиционирования воздуха, особенно в последнее время, получают широкое внедрение.

При проектировании мощных систем динамического отопления и охлаждения с целью увеличения единичной мощности агрегатов (15—20 Мвт), а также уменьшения их габаритных показателей, часто используются фреоновые холодильные турбоагрегаты с центробежными компрессорами.

В работе [2] подчеркивается целесообразность применения двухкорпусных компрессоров для таких систем, ссылаясь на то, что такая компоновка позволяет при переходе на режим охлаждения (который характерен меньшей тепловой нагрузкой и узким диапазоном температур цикла) отключить первую секцию. Однако, приведенные ниже расчеты, а также соотношение нагрузок тепло- и хладопотреблений для ряда южных городов показывают необходимость параллельного подключения секций при переходе на летний режим работы и возможность более рационального использования установленного оборудования. Вариантная схема такого переключения представлена на рис. 1.

Пренебрегая влиянием условного числа Маха по окружной скорости M_u и показателя однабаты k , вызванным изменением начальных параметров сжимаемой среды при постоянном числе оборотов, между нагрузками испарителя и конденсатора Q_1, Q_2 [вт] турбоагрегата, ра-

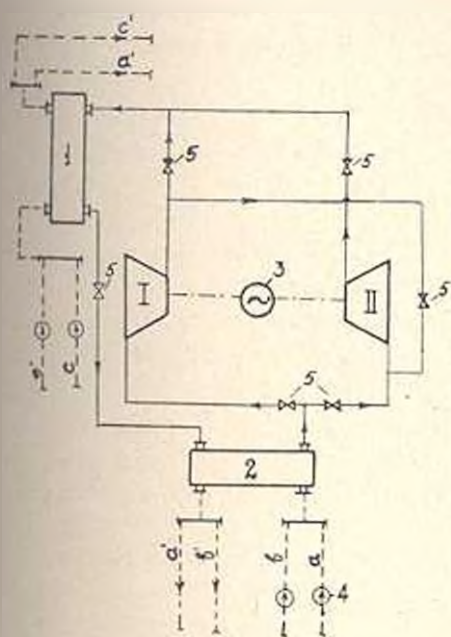


Рис. 1. Схема переключения секции компрессора при изменении режима работы турбоагрегата:

1, II—секции компрессора; 1—конденсатор; 2—испаритель; 3—электродвигатель переменного тока; 4—сетевые насосы; 5—вентили;

a—вода, как источник тепла на режиме отопления; a'—слив в канализацию; a', a—прямая и обратная линии охлаждаемой воды; c', c—подающая и обратная линии тепловой сети; c—вода на охлаждение конденсатора при параллельной работе секции

ботающего по приведенной схеме (в расчетном режиме), можно установить следующую зависимость:

$$\left(\frac{Q_2}{Q_1} \right)_p = \frac{q_{02}}{q_{01}} \cdot \frac{p_{02}}{p_{01}} \cdot \left| \frac{T_{02} + \Delta(zt)}{T_{01} + \Delta(zt)} \right|^{\frac{1}{\gamma}} \left(1 + \pi_1^{\frac{m+1}{2m}} \right), \quad (1)$$

где $q_{01} = i_1 - i_2$ [дж/кг]; $q_{02} = i_3 - i_2$ [дж/кг];

T_{01}, T_{02} —температуры кипения рабочего вещества в испарителе на режимах отопления и охлаждения соответственно, в К (рис. 2);

$\Delta(zt)$ —перегрев паров перед компрессором (обычно 5–10 С); p_{01}, p_{02} —давления в испарителе на летнем и зимнем режимах работы, н/м²;

π_1 —степень повышения давления в первой секции;

m —показатель политропы процесса сжатия.

В частности, при неизменных значениях параметра рабочего вещества в испарителе, т. е. $T_{01} = T_{02}$, $p_{01} = p_{02}$, получим:

$$\left(\frac{Q_2}{Q_1} \right)_p = \frac{q_{02}}{q_{01}} \left(1 + \pi_1^{\frac{m+1}{2m}} \right). \quad (2)$$

Отношение $\left(\frac{Q_2}{Q_1} \right)_p$, как это видно из выражения (2), будет зависеть от выбранных температур кипения и конденсации на режиме охлаж-

дения (обычно $t_n = -5^\circ\text{C}$, $t_m = 35^\circ\text{C}$ [2]), термодинамических свойств рабочего вещества, к. п. д. компрессора, и, в общем случае, может колебаться в достаточно широких пределах.

Для выбранных значений температур t_0 и t_m от свойства хладагента в значительной степени зависит также число ступеней, размещенных в одной секции компрессора, и следовательно, и стоимость турбоагрегата.

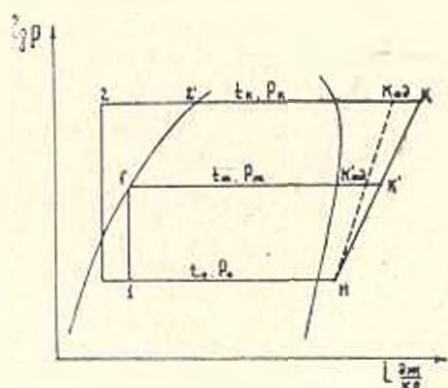


Рис. 2. Рабочие циклы в координатах $p-l$

В настоящее время из числа рабочих веществ с высокой нормальной температурой кипения наибольшее применение в холодильных турбоагрегатах получили фреоны: Ф—11; Ф—21; Ф—114; Ф—142. Как указывается в [2], для больших холодопроизводительностей ($Q_0 > 1000 \text{ кВт}$) весьма подходящим является также Ф—12, применение которого позволяет обойтись одной ступенью вместо двух, например, на Ф—11. При работе на Ф—12 в условиях $t_0 = -5^\circ\text{C}$ и $t_m = 35^\circ\text{C}$ степень повышения давления в секциях составляет $\pi_k = 2,335$, что действительно позволяет реализовать требуемый напор размещением в каждой секции по одной ступени, анализ характеристик которых проведем ниже. Однако, в этом случае при сравнительно небольших температурах конденсации $t_k = 55 \div 60^\circ\text{C}$ резко возрастает давление во фреономом контуре и при $t_k = 62 \div 63^\circ\text{C}$ оно превышает допустимые, с точки зрения механической прочности стандартного холодильного оборудования пределы $p_k > 15,7 \text{ бар}$. Поэтому радиаторное отопление при температурах теплоносителя $85 \div 90^\circ\text{C}$ в подобных случаях исключается. Но допустимые величины температур t_k вполне достаточны для панельно-лучистого отопления, когда необходима вода с температурой $50 \div 60^\circ\text{C}$, или при отоплении универсальными кондиционерами [4], например, КН-10, КН-20 и т. д.

Таким образом, ограничиваясь значением $t_k = 60^\circ\text{C}$ при последовательной работе секций (режим отопления) и принимая;

$t_{\text{в}} = 0^\circ\text{C}$; $t_{\text{г}} = 25^\circ\text{C}$; $\eta_{\text{пол}} = \eta_{\text{пол.н}} = 0,77$; $\Delta(zl) = 5^\circ\text{C}$ (рис. 2), — для соотношения тепло- и холодопроизводительностей турбоагрегата получим $\left(\frac{Q_{\text{г}}}{Q_{\text{в}}}\right) \approx 1,2$, а при неизменных параметрах в испарителе $t_{\text{св}} = t_{\text{св.н}} = 5^\circ\text{C}$ оно составляет $\approx 1,04$.

Полученные значения $\left(\frac{Q_{\text{г}}}{Q_{\text{в}}}\right)$, которые в основном зависят от выбранных температурных условий циклов, находятся в пределах необходимого соотношения тепло- и холодопотреблений [5] и показывают возможность параллельной работы секций на режиме охлаждения.

Одним из основных моментов в комплексе задач по выбору универсальных экономичных и надежно работающих оборудований для таких систем является выбор компрессора. Вследствие ограниченности имеющихся достоверных опытных данных и рекомендаций по фреоновым центробежным компрессорам, особенно в области высоких значений чисел Маха, подобные вопросы решаются далеко не оптимально. Так, для централизованного хладоснабжения установок кондиционирования воздуха в комплексе зданий в Москве Государственным проектно-институт «Сантехпроект» разработан проект холодильной станции, которая введена в эксплуатацию летом 1969 г. [3]. В помещении холодильной станции установлено шесть турбоагрегатов марки ХТМФ—235—2000—11 с двухступенчатыми центробежными компрессорами Казанского компрессорного завода, работающих на Ф—12 общей холодопроизводительностью $\approx 12,2 \text{ Мвт}$ при $t_0 = 5^\circ$ и $t_{\text{м}} = 35^\circ\text{C}$. В работе [2], как указывалось раньше, автор, принимая $M_{\text{опт}} = 0,8$ независимо от $\beta_{\text{л.н}}$, на основании теоретических расчетов показывает возможность обеспечения заданного диапазона температур в рамках

одной ступени любого типа при значениях $\frac{D_1}{D_2} \approx 0,5 \div 0,55$ (здесь и да-

лее обозначения согласно [1]). В подобных случаях при выборе типа ступени, характеризуемого углом выхода лопаток колеса $\beta_{\text{л.н}}$, помимо весогабаритных характеристик машины возникают вопросы, связанные, прежде всего, с к. п. д. и формой напорных характеристик. Опытные данные по этому вопросу, полученные для воздушных машин [1], относятся диапазону $M_{\text{н}} \approx 0,6 \div 1,0$, когда числа Маха в относительном и абсолютном движении $M_{\text{опт}}$, $M_{\text{св}}$ не превышают $\approx 0,4 \div 0,6$. Но, вследствие отсутствия данных о влиянии числа $M_{\text{н}}$ на характеристики ступеней различных типов ($\beta_{\text{л.н}} = 15^\circ \div 90^\circ$), эти рекомендации для фреоновых компрессоров, расчетными для которых уже сейчас являются $M_{\text{н}} = 1,0 \div 1,3$, могут быть использованы только в первом приближении. Это делает необходимым исследование ступеней различных типов в области высоких значений чисел $M_{\text{н}}$ для установления границ областей их наиболее экономичной работы, а также совершенствования методов расчета и проектирования фреоновых центробежных компрессоров.

С этой целью в лаборатории холодильных машин ЛТИХП выполнена серия исследований ступеней конечного типа (с относительной шириной колес $\frac{b_z}{D_2} = 0,03$ и выходными углами лопаток колеса $\beta_{21} = 15^\circ; 22^\circ 30'; 32^\circ; 45^\circ; 63^\circ; 90^\circ$) в широком диапазоне чисел $M_{11} = 0,8 \div 1,6$ на фреоне — 12. Ступени имели лопаточный диффузор (с углом установки входных кромок лопаток $\alpha_1 = 18^\circ$) и симметричную боковую сборную камеру вместо улитки. В настоящей работе приведены некоторые результаты этих исследований.

На рис. 3 представлена экспериментальная зависимость безразмерной полнотропической работы $\eta_{пол.к}^* M_{11}^2$ и полнотропного к. п. д. $\eta_{пол.к}^*$ ступеней по полным параметрам на оптимальных режимах работы от числа M_{11} . К. п. д. ступеней определялся по формуле:

$$\eta_{пол.к}^* = \frac{\lg \pi_{21}^*}{k-1 \lg \frac{z^* T^*}{z_{11} T_{11}}}$$

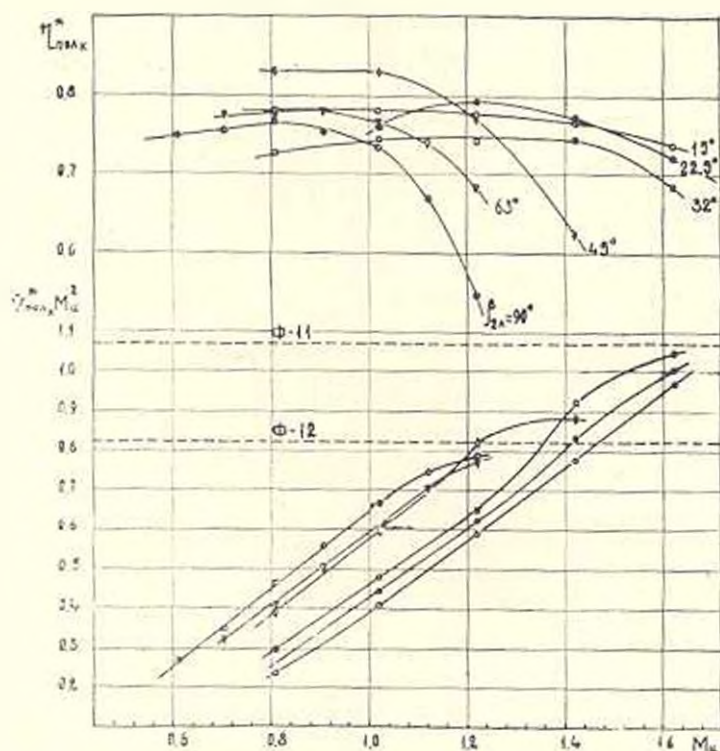


Рис. 3. Зависимость безразмерной удельной полнотропической работы $\eta_{пол.к}^* M_{11}^2$ и полнотропного к. п. д. $\eta_{пол.к}^*$ ступеней от числа M_{11} на режимах максимальных к. п. д.

Анализ характеристик последних ступеней позволяет сделать вполне определенный с энергетической точки зрения вывод по выбору оптимального типа одноступенчатого компрессора для работы в указанном интервале температур на фреоне—12. Им следует считать ступень с $\beta_2 = 22^{\circ}30'$, которая создает требуемый напор при $M_n = 1,4$ и к.п.д. $= 0,77$, сохраняя достаточно широкий диапазон экономичной работы $(M_{со макс} - M_{со мин})_{\eta_{полн}} = 0,07$. Последнее обстоятельство в рассматриваемом случае существенно, ввиду переменного характера нагрузки на обоих режимах работы турбоагрегата — отопления и охлаждения.

Выводы

Сопоставимость нагрузок тепло- и холодопотреблений для ряда южных городов позволяет, при работе турбоагрегата на Ф—12, использовать схему параллельного и последовательного подключения секций компрессора с размещением в них по одной ступени. Требуемые при этом степени повышения давления, при приемлемых значениях к. п. д., можно получить в ступенях с лопаточным диффузором только при определенных значениях выходных углов лопаток колеса. В этих условиях из всех исследованных ступеней энергетически наиболее выгодной следует считать ступень с $\beta_2 = 22^{\circ}30'$, обеспечивающую к. п. д. $= 0,77$ и достаточно устойчивую напорную характеристику.

Ленинградский технологический
институт холодильной
промышленности (ЛТИХП)

Поступило 15.X.1973

Ռ. Ա. ԴՈՒՄԱՆԻՆ

ՈՒՐԻ ՎՈՆԻԳԻՐՆԱՅՐԱՆ ՍԻՍՏԵՄՆԵՐԻ ՀԱՄԱՐ ՅՐԵՐՆԱՅԻՆ ԿԵՆՏՐՈՆԱՌԻՅՈՒ
ՏՅԱԲԲՈՎՈՐԵՄՈՐԻ ԱՍՏԻՃԱՆԻ ՏԻՊԻ ԸՆՏՐՈՒԹՅԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ամփոփում

Հոդվածում, ելնելով մեր երկրի հարավային շրջանների մի շարք բաղարներում սղի կոնդիցիոնացման սխեմաների համար ջերմության և ցրտի պահանջների համաչափ լինելուց, դույց է արված կոմպրեսորի սեկցիաների հաջորդաբար և զուգահեռ աշխատանքի անհրաժեշտությունը և հնարավորությունը: Բերված են թիակավոր դիֆուզորով կենտրոնախուշա կոմպրեսորի տարբեր տիպի աստիճանների զուսմարային, փորձնական բնութագրերը պայմանական Մախի թվերի լայն տիրույթում ($M_n = 0,8 - 1,6$), որոնք հնարավորություն են տալիս կատարել էներգետիկական տեսակետից ամենաշահավետ մեկ աստիճանային կոմպրեսորի ընտրություն առ յ սխեմաների համար: Փոր-

Այս ցույց են տվել, որ այդ սլաքների բաժարարում է այն աստիճանը, որի
տեղի թիվների հարկ անկյունը կազմում է $22^{\circ}30'$.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Բու. В. Ф. Центробежные компрессорные машины. «Машиностроение», 1964.
2. Чистяков Ф. М. Холодильные турбоагрегаты. «Машиностроение», 1967.
3. Кронфельд Я. Г., Шлиз Б. Г. Кондиционирование воздуха в комплексе зданий по проспекте Калинина в Москве. «Холодильная техника», № 12, 1972.
4. Вадюканидзе В. К., Везирашвили О. Ш. Тепловососная установка для теплохолодоснабжения торгового центра в Сухуми. «Холодильная техника», № 12, 1972.
5. Аршакян Д. Т., Меликян Э. А., Вардианян Л. А. Методика определения годовых нагрузок холодопотребления в жилых зданиях. «Теплоэнергетика», № 10, 1972.

ЭНЕРГЕТИКА

Д. М. БАБАЯН

О ТОЧНОСТИ РАСЧЕТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ДЛЯ
ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМА ТЭС

В настоящее время для решения задачи оптимизации режима тепловой электростанции применяется большой арсенал численных методов прикладной математики и средств вычислительной техники, которые предъявляют особые требования к точности исходной информации. Достоверность исходных данных, закладываемых в ЭЦВМ, оказывает существенное влияние на конечный результат решения задачи. Применении самые рациональные математические методы и наиболее современную вычислительную технику, обладающую практической непогрешимостью, невозможно получить желаемого эффекта, если в основу расчетов положены далекие от действительности исходные данные. И наоборот, повышение качества исходной информации позволяет получить дополнительный выигрыш в смысле экономии расчетных затрат даже в том случае, если реализуемый на ЭЦВМ алгоритм и вычислительная техника остаются неизменными. Поэтому проблема получения достоверной с практической точки зрения информации и ее учет остается вопросом первостепенной важности для всех оптимизационных задач.

Особая сложность расчета оптимальных режимов ТЭС на ЭЦВМ, а также отсутствие универсальных программ, приводят к тому, что для каждой станции, как правило, создаются новые алгоритмы и программы, учитывающие специфику работы ТЭС.

Это требует много времени и средств. Затраты на разработку программ расчета оптимальных режимов станции, включающие в себя расходы на научно-исследовательскую работу, использование средств вычислительной техники, внедрение полученных результатов в практику эксплуатации электрических станций, довольно значительны по размеру, а окупаемость их зависит только от реального экономического эффекта.

Исходя из вышесказанного, понятны те требования к точности расчетных характеристик турбоагрегатов, которые предъявляются им, как исходной информации. Однако этой проблеме уделяется недостаточное внимание. Опыт работ Волгоградской, Ярославской и Дальневосточной энергосистем показывает, что имеющиеся на ТЭС расходные характеристики турбоагрегатов, используемые для определения круп-

ненных экономических показателей станции, непригодны для целей оптимизации. В таких случаях необходимо провести особые испытания с максимально возможной степенью точности, чтобы на их основе построить более достоверные расчетные характеристики. Использование усредненных данных или заводских диаграмм, снятых на испытательных стендах и существенно отличающихся от истинных характеристик турбины, которые работают в различных по реальности условиях эксплуатации, совершенно недопустимо.

Вопрос точности расчетных характеристик турбоагрегата надо рассматривать в динамике, т. е. непосредственно в момент расчета на ЭЦВМ оптимальных режимов.

Достоверность расчетной характеристики, следовательно, и правомочность ее использования для расчетов по оптимизации режима работы ТЭС зависит как от степени точности статической характеристики, которая закладывается в качестве исходной в память ЭЦВМ, так и от степени точности процесса корректировки ее на изменяющиеся в процессе эксплуатации условия работы оборудования.

Параметры состояния рабочего процесса турбинного цикла постоянно изменяются, что приводит к изменению расчетной характеристики и необходимости ее многократной корректировки. Этот трудоемкий процесс должен производиться достаточно оперативно, так как он является предварительным этапом оптимизации режима работы ТЭС, которая, в свою очередь, относится к регулированию суточного цикла станции. Из сказанного видно, что лишь созданием специальной подпрограммы корректировки основного массива исходной информации расчетных характеристик на ЭЦВМ можно успешно решить вопросы оперативности и точности, выдвигаемые самой задачей.

Однако эффективность этой работы во многом зависит от точности исходной характеристики. Более того, любая корректировка имеет смысл лишь в том случае, если отклонение исходной расчетной характеристики турбоагрегата от истинной — величина, соизмеримая с поправкой. Расходные характеристики турбоагрегатов представляют собой выпуклые функции нагрузок с изломами в точках открытия групп регулирующих клапанов. В то же время в практических целях используется их линеаризованный вид. Возникает вопрос: допустима ли подобная идеализация расходной характеристики, если последняя используется в расчетах по оптимизации режима ТЭС? Ответить на этот вопрос можно только изучив влияние аппроксимации расходной характеристики турбоагрегата на конечный эффект оптимизации режима.

С этой целью произведены сопоставительные расчеты для определенных типов турбины. В качестве примера рассмотрены расходные характеристики турбоагрегатов двух типов: конденсационный ПБК-150 и противодавленческий ВРТ-25 (рис. 1).

Для исследования была произведена формальная постановка за-

дачи оптимального распределения электрической нагрузки между двумя однотипными агрегатами.

Математическим методом оптимизации выбран аппарат динамического программирования [1], применение которого в данных условиях одномерной задачи дает решение в форме глобального экстремума. Необходимо минимизировать функцию

$$f(N_1, N_2) = Q_1(N_1) + Q_2(N_2) \quad (1)$$

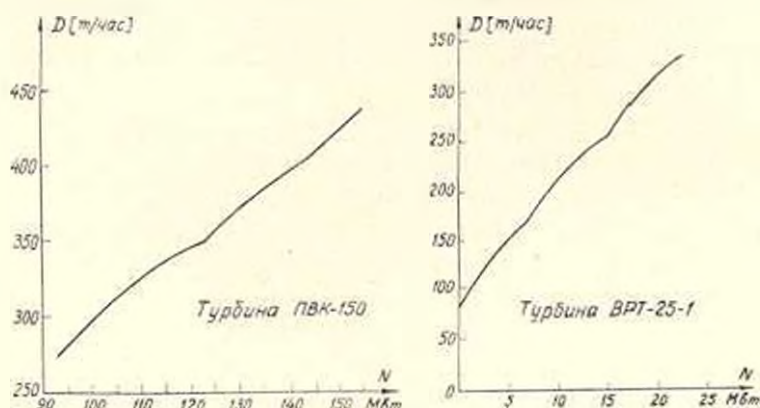


Рис. 1. Расходные характеристики турбоагрегатов (D — расход пара на турбину, t/h ; N — электрическая мощность турбины, $Mвт$)

при ограничениях:

$$N_1 + N_2 = N; \quad 0 \leq N_1 \leq N_1^*; \quad 0 \leq N_2 \leq N_2^* \quad (2)$$

где N — активная мощность турбины; Q — расход тепла на турбину; индексом * обозначены максимальные значения переменных.

Для минимизации функции (1) с учетом ограничений (2) строятся уравнения динамического программирования:

$$\begin{aligned} f_1(N) &= Q_1(N_1); \quad 0 \leq N_1 \leq N_1^*; \\ f_2(N) &= \min[Q_2(N_2) + f_1(N - N_2)]; \quad 0 \leq N_2 \leq N_2^*. \end{aligned} \quad (3)$$

Используя выражение (3), по заданному N определяются значения переменных N_1 и N_2 .

Решая задачу для случая нелинейных характеристик турбины и их аппроксимированного вида, можно определить перерасход тепла, связанный с точностью представления исходной информации.

Результаты расчета сведены в табл. 1. Анализ данных таблицы показывает, что для конденсационных турбин типа ПВК-150 линейная аппроксимация характеристик приводит к незначительному искажению истинного результата, в то время как для противодавленческих турбин ВРТ-25 подобная идеализация недопустима даже в принципе.

հաշվարկային բնութագրերի ճշտության աստիճանի ազդեցությունը օպտիմալացման էֆեկտի վրա հետազոտելու անհրաժեշտությունը յուրաքանչյուր կոնկրետ դեպքում: Կատարված են հաշվարկներ տարբեր տիպերի տուրբուլենտության ծախսման բնութագրերի դժային մոտարկման հետ կապված ջերմության ղերածախսումները որոշելու համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Беттман Р., Дрейфус С. Прикладные задачи динамического программирования. Изд. «Наука», 1965.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

М. В. КАСЬЯН, М. Т. НАДЖАРЯН

МОДЕЛЬ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МЕДИ МЗ

Условное понятие—обрабатываемость—оценивается величинами параметров режимного поля. Их сочетательным влиянием на показатели процесса резания являются: усилие, стойкость, деформация, температура, шероховатость. Если при обработке того или иного металла определенным резцом мы получаем возможность работать высокими скоростями резания при незначительной интенсивности изнашивания, то обрабатываемость такого металла принимается за 100. Нужно сказать, что в такой шкале обрабатываемость меди МЗ оценивается цифрой 20. Возникает вопрос: почему при высокой теплопроводности меди показатель ее обрабатываемости столь низкий?

В машиностроении есть области производства, где обработка меди резанием составляет значительный объем и, поэтому, исследование процесса резания меди является необходимым.

В связи с этим появилась необходимость проведения большой серии опытов с использованием метода планирования экспериментов для выявления влияния параметров режимного поля на усилие, стойкость, усадку стружки, температуру контакта и шероховатость.

Математическая модель этой связи имеет следующий вид:

$$R_i = C_i V^{a_i} T^{b_i} K^{c_i} \Theta^{d_i} R_s^{e_i},$$

где R_i — факторы, которые, в конечном итоге, влияют на обрабатываемость; таковыми являются: сила резания P , стойкость инструмента T , усадка стружки k , температура контакта Θ , шероховатость обработанной поверхности R_s .

Обширные экспериментальные данные при резании меди МЗ дают возможность определить влияние V , T и s на R_i (P , T , K , Θ и R_s) для двух инструментальных материалов: резец Р18 с геометрическими параметрами $\varphi = 60^\circ$ и $\gamma = 25^\circ$; резец, армированный пластижкой ВК8, с геометрическими параметрами $\varphi = 60^\circ$ и $\gamma = 35^\circ$.

В табл. 1 приведены значения коэффициентов C_i и степеней Z_i , X_i и Y_i для различных процессов.

Из таблицы видно, что значения C_i непосредственно не связаны с физико-механическими свойствами меди, а одни и те же параметры режимного поля влияют на показатели процесса по-разному. Так, например, повышение скорости резания положительно сказывается на

усилие, деформацию стружки и чистоту обработанной поверхности и отрицательно влияет на стойкость и температуру контакта. Поэтому появляется возможность выбора скорости в зависимости от требования, предъявляемого к обрабатываемой детали. Между тем, увеличение подачи отрицательно отражается на все показатели процесса.

Таблица 1

Резец	Сила резания P_z				Температура θ			
	C_p	Z_p	X_p	Y_p	C_θ	Z_θ	X_θ	Y_θ
Резец P18	405.0	-0.23	0.91	1.10	72.56	0.24	0.08	0.13
Резец ВК8	181.4	-0.09	0.88	1.03	36.32	0.16	0.04	0.15

Усадка k				Стойкость T				Шероховатость R_z			
C_k	Z_k	X_k	Y_k	C_T	Z_T	X_T	Y_T	C_R	Z_R	X_R	Y_R
22.0	-0.30	-0.02	0.020	9369	-1.72	-0.080	-0.013	20.62	0.201	0.0	1.19
4.9	-0.13	0.01	-0.024	423.2	-0.68	-0.017	-0.180	164.0	0.000	0.0	1.45

Стойкостные испытания резцов из различных инструментальных материалов показали, что их стойкость при обработке меди невелика [2]. Причина быстрого износа резцов, главным образом, связана со свойствами меди. Согласно исследованиям [3] вследствие перепада температур между обрабатываемым материалом и инструментом возникают условия, способствующие переносу материала и, следовательно, процессу износа. В результате этого наблюдается довольно быстрый перенос углерода, что приводит к обезуглероживанию поверхности контакта инструмента и к образованию бедных по углероду фаз.

На износ инструмента воздействует способность меди образовывать твердые растворы с компонентами инструментальных материалов. При обработке меди быстрорежущим резцом на контактных поверхностях происходит взаимная растворимость железа и меди, кроме того, в медь растворяется и вольфрам, вследствие чего происходит перенос масс от инструментального материала в медь, количество которого зависит от процента растворимости.

Аналогичное явление происходит и при использовании твердого сплава ВК8. Перенос углерода с твердого сплава к меди приводит к тому, что свободный вольфрам растворяется в меди, и происходит перенос инструментального материала, который удаляется со стружкой и обрабатываемой поверхностью.

Кроме того, в процессе резания давление на контактных площадках достигает очень больших значений, что приводит к изменению свойств обрабатываемого материала, и это обеспечивает условие для истечения меди [4]. Медь в таком состоянии под высоким давлением проникает в пористую часть твердосплавной пластинки, создавая давление на зерна WC , тем самым облегчая их удаление с поверхности контакта.

Таким образом, быстрый износ резца при обработке меди, в основном, зависит от свойств этого металла. При изучении других факторов на обрабатываемость замечается, что большое влияние на процесс оказывают свойства меди.

При обработке меди деформация срезаемого слоя достигает больших значений. Следовало предположить, что в такой степени пластической деформации температура деформации достигает больших значений. Но эксперименты (как и расчеты) показали, что при резании меди температура контакта не достигает больших значений. Она составляет около 450° , что объясняется большой теплопроводностью обрабатываемого материала.

На основании изложенного мы приходим к заключению, что целесообразно составить математическую модель для всех обрабатываемых металлов. Что же касается агрессивности меди в отношении к режущему инструменту, то она объясняется способностью меди вступать в реакцию с составляющими элементами материала инструмента в условиях повышенной температуры и давления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Станкостроение за границей, 1950, вып. 2.
2. Найджарян М. Т. Оптимальная скорость резания при обработке технически чистой меди. «Воздействие режущего инструмента на физические свойства металлов», вып. III, 1973.
3. Hehenkamp T. Arch. Eisenhüttenwes., 1958, Bd. 29.
4. Днестровский Н. З., Померанцев С. Н. Краткий справочник по обработке цветных металлов и сплавов. М., 1961.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Р. Л. СТЕПАНИН

О ВЛИЯНИИ УПРОЧНЕНИЯ НА ПРОЦЕСС ВЫТЯЖКИ
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Анализу процесса вытяжки цилиндрических деталей посвящено много работ отечественных и зарубежных исследователей. В большинстве из них с той или иной степенью приближения учитывались факторы, влияющие на распределение напряжений в очаге деформации. Основными из этих факторов являются: трение под прижимом, трение на скругленной кромке матрицы, изгиб при переходе элементов заготовки на скругленную кромку матрицы и при сходе с нее и, наконец, явление упрочнения в процессе холодной деформации. В отношении оценки влияния первых трех факторов можно считать, что имеется некоторое единодушие у большинства авторов. Что касается последнего, то здесь существует несколько различных методов приближенной оценки влияния упрочнения на распределение напряжений.

Были определены поля напряжений с учетом упрочнения путем осреднения величины тангенциальных деформаций по ширине фланца в произвольный момент формоизменения [1-3]. Есть решения, выполненные без осреднения, в которых напряжения текучести принимались зависящими от координаты z . Эти решения получены для линейной аппроксимации кривой упрочнения [4]. Имеется также решение с использованием степенной зависимости напряжения текучести от деформации. Однако, в этом случае тангенциальная деформация ϵ_z принята независимой от координаты z [5].

Ниже предпринята еще одна попытка оценки влияния упрочнения на распределение напряжений.

Совместное решение уравнений равновесия и пластичности для осесимметричной вытяжки дает дифференциальное уравнение

$$dz_1 = -z_1 \frac{d\epsilon_z}{\epsilon_z}, \quad (1)$$

где z_1 — напряжение текучести с учетом упрочнения.

Принимается степенная зависимость z_1 от степени деформации:

$$z_1 = \frac{z_n}{1 - \psi_m} \left(\frac{\psi}{\psi_m} \right)^n, \quad (2)$$

где

$$n = \frac{\psi_m}{1 - \psi_m};$$

ψ_m — относительное уменьшение площади поперечного сечения образца в момент образования шейки.

В качестве деформации ψ , определяющей степень упрочнения при вытяжке, можно принять деформацию тангенциального сжатия ϵ_0 (она главная и наибольшая для большей части заготовки).

При отыскании, с приемлемой точностью, зависимости $\epsilon_0 = f(\rho)$ может быть использовано условие постоянства площади поверхности заготовки. Тогда эта зависимость примет вид [3]:

$$\epsilon_0 = \psi = \frac{\rho_0 - \rho}{\rho_0} = 1 - \frac{\rho}{\sqrt{R_0^2 + \rho^2 - R^2}} \quad (3)$$

где R_0 — исходный радиус заготовки; R — радиус заготовки в данный момент деформации; ρ_0 — исходный радиус произвольного элемента заготовки; ρ — радиус произвольного элемента в данный момент. При данной зависимости и аппроксимации кривой упрочнения по формуле (2) замкнутые решения в виде аналитических выражений

$\sigma_{\max} = f\left(\frac{R}{R_0}; \psi_m\right)$ не могут быть получены [3].

Для приближенной оценки влияния упрочнения на σ_0 предлагается следующий закон изменения ϵ_0 в зависимости от текущей координаты:

$$\epsilon_0 = \frac{R_0 - R}{R_0} \cdot \left(\frac{R}{\rho}\right)^{3/2} \quad (4)$$

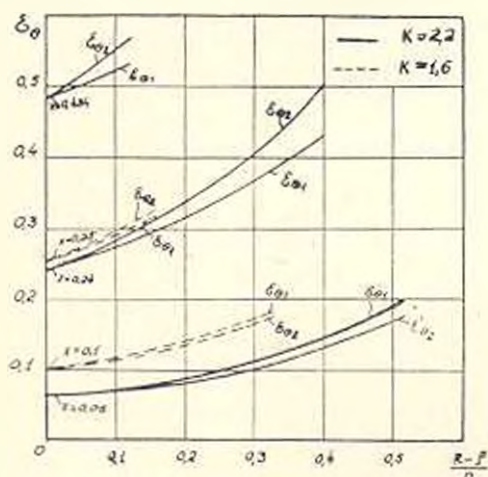


Рис. 1. Графики зависимости ϵ_0 от координаты ρ : ϵ_{01} — по формуле (3); ϵ_{02} — по формуле (4)

Выражение (4) в пределах $1 < k < 2,2$ (k — коэффициент вытяжки) весьма близко аппроксимируется формулой (3).

На рис. 1 показаны графики зависимости $\theta_0 = f(\psi)$ по формулам (3) и (4) для различных значений относительного перемещения края заготовки $x = \frac{R_0 - R}{R_0}$.

Подставляя значение ψ вместо ψ в формулу (2) и заменяя τ в уравнении (1) найденным выражением напряжения текучести, получим:

$$d\sigma_r = - \frac{\sigma_n}{1 - \psi_m} \left[\frac{\frac{R_0 - R}{R_0} \left(\frac{R}{\rho} \right)^{\frac{3}{2}}}{\psi_m} \right]^n \frac{d\rho}{\rho},$$

а после интегрирования, используя граничное условие $\sigma_r = 0$ при $\rho = R_1$ —

$$\sigma_r = \frac{2}{3} \frac{\sigma_n}{\psi_m^{n+1}} \left(1 - \frac{R}{R_0} \right)^n \left[\left(\frac{R}{\rho} \right)^{\frac{3}{2}n} - 1 \right]. \quad (5)$$

Полученная формула позволяет установить распределение напряжений σ_r в плоской части фланца при вытяжке с учетом упрочнения. Максимальное значение σ_r получим при $\rho = R_1$:

$$\sigma_r = \frac{2}{3} \frac{\sigma_n}{\psi_m^{n+1}} \left(1 - \frac{R}{R_0} \right)^n \left[\left(\frac{R}{R_1} \right)^{\frac{3}{2}n} - 1 \right], \quad (6)$$

где R_1 — минимальный радиус плоской части фланца.

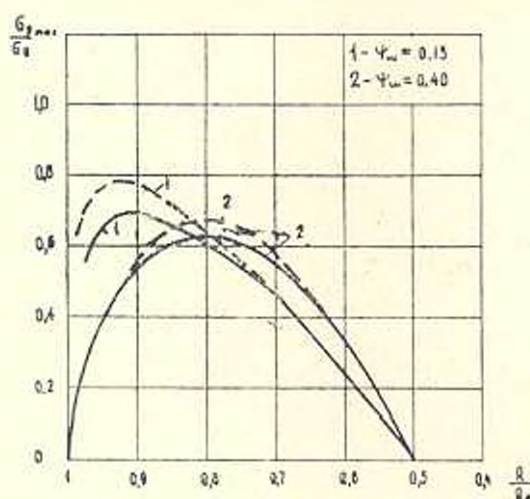


Рис. 2

На рис. 2 представлены графики зависимости $\sigma_{r, \max}/\sigma_n = f(R/R_0)$, построенные по формуле (6) (сплошные линии) для значений $\psi_m = 0,15$ и $\psi_m = 0,40$. Там же приведены графики $\sigma_{r, \max}/\sigma_n$, полученные путем осреднения величины тангенциальной деформации (пунктирные линии) [3].

Как видно из графиков, с увеличением смещения края заготовки (уменьшение R) напряжение $\sigma_{\text{сmax}}$ увеличивается от нуля, достигая максимума где-то в пределах $R_0 > R > R_1$, затем уменьшается, достигая 0 при $R = R_1$. Причем, смещение края, соответствующее максимуму $\sigma_{\text{сmax}}$, увеличивается с увеличением интенсивности упрочнения.

Для учета остальных факторов (трение под прижимом, трение на скругленной кромке матрицы, изгиб и спрямление) по аналогии с известными формулами можно записать:

$$\sigma_{\text{сmax}} = \sigma_0 \left\{ \frac{2}{3} \frac{1}{\phi_{\text{ш}}^{n+1}} \left(1 - \frac{R}{R_0} \right)^n \left[\left(\frac{R}{r_1} \right)^{3/2n} - 1 \right] + \frac{2\pi Q}{\pi D t \sigma_0} + \frac{t}{2r_{\text{м}} + t} \right\} (1 + 1,6^n), \quad (7)$$

где r_1 — радиус отверстия матрицы.

Выражение (7) позволяет определить изменение напряжения в опасном сечении в процессе деформации с учетом влияния трения, изгиба и упрочнения. Оно также может быть использовано для приближенного аналитического расчета величины предельного коэффициента вытяжки k в зависимости от механических характеристик металла.

БрПИ им. К. Маркса

Поступил 12.X.1972.

ЛИТЕРАТУРА

1. Норичин Н. А. Основы теории многооперационной вытяжки листового металла. Труды МВМИ, вып. 11, «Советская Наука», 1955.
2. Пихтовников Р. В., Завьялова В. И. Штамповка листового металла взрывом. М., «Машиностроение», 1964.
3. Шофман Л. А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. М., «Машиностроение», 1964.
4. Сторожев М. В., Попов Е. А. Теория обработки металлов давлением. М., «Машиностроение», 1971.
5. Попов Е. А. Основы теории листовой штамповки. М., «Машиностроение», 1968.

Количественный расчет спекания под давлением. Бальшин М. Ю. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 4, 1974, 3—6.

На примере электролитического медного порошка проведен аналитический и экспериментальный расчет кинетики изменения ряда характеристик порошковых тел (контактное давление, работа уплотнения и консолидации, относительная плотность) при изотермическом спекании под постоянным давлением. Имело место удовлетворительное совпадение установленных на основании экспериментальных данных и расчетных значений контактного сечения, контактного давления и приведенной (относительной к объему частиц) работы уплотнения и консолидации. Экспериментально подтверждено положение о равенстве работы уплотнения и консолидации. Установлена инвариантность величины произведения эффективного контактного давления на квадратный корень из соответствующего времени изотермической выдержки. Это позволило найти значения эффективного контактного давления при кратковременной выдержке. Минутные значения эффективного контактного давления составляли 30—35% от значений кратковременной горячей твердости, т. е. были равны значениям кратковременного предела текучести при соответствующих температурах.

Табл. 2. Библ. 6 назв.

УДК 669.14+669.18] : 620.193

Коррозионные испытания стали в контакте с автоклавным пенобетоном и битумперлитом. Погосян В. С., Сурис М. А., Финкельштейн Э. Б. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 4, 1974, 7—15.

На основе анализа влияния процессов переноса на скорость коррозии стали в контакте с влажной теплоизоляцией излагаются основные принципы методики коррозионных испытаний стальных образцов в контакте с автоклавным пенобетоном и битумперлитом. Приводятся основные результаты испытаний, проведенных авторами по разработанной методике.

Илл. 2. Табл. 5. Библ. 2 назв.

УДК 62—231.31 : 512.25

Синтез пространственного передаточного механизма типа ВССВ методом кинематического обращения. Шахбазян К. Х., Гаранян С. Б. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 4, 1974, 16—19.

Иллюстрирована методика применения принципа кинематического обращения для приведения постановки задачи синтеза пространственного передаточного четырехзвенника к задаче определения некоторых особых точек подвижной системы координат.

Для пяти заданных значений функции воспроизведения решение нелинейной системы расчетных уравнений синтеза сведено к определению корней квадратного уравнения и решению системы линейных уравнений. Приведен числовой пример.

Илл. 3. Библ. 4 назв.

УДК 631.558.1—752+534.1+62—752

О построении стационарных резонансных режимов вибрационной плододоборочной машины. Бешетя А. П., Варламов Г. П. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 4, 1974, 20—26.

Предложена идеализированная физическая модель исследуемой колебательной системы. На основе асимптотических методов теории нелинейных колебаний определена резонансная зона процесса колебаний плодов с раз-

канием небольших амплитуд колебаний, вызывающих увеличение динамических сил отрыва. Характер процесса в резонансной области дает возможность задавать генератору колебаний оптимальный режим для снятия плодов.

Илл. 2. Табл. 3. Библ. 4 назв.

УДК 624.012.3/4+69.058.3 : 666.972

К определению периодов свободных колебаний железобетонных каркасных зданий с учетом упруго-пластических свойств бетона Гороян Г. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. II.)», т. XXVII, № 4, 1974, 27—32.

С учетом упруго-пластических свойств бетона проанализированы частотные уравнения малых колебаний многоэтажных железобетонных каркасных зданий с абсолютно жесткими ригелями при равенстве масс, сосредоточенных в уровнях перекрытий. Анализ произведен при неизменных геометрических размерах стоек всех этажей. Зависимость касательного модуля упругости бетона от уровня напряженного состояния принята известной формуле Л. Н. Опишника.

Получена расчетная формула для определения периодов первых трех тонов свободных колебаний железобетонных каркасных зданий высотой до 16 этажей. Периоды колебаний, вычисленные по предложенной формуле, хорошо согласуются с результатами натурных измерений периодов более 60 многоэтажных железобетонных каркасных зданий, построенных в г. Ереване.

Илл. 2. Табл. 3. Библ. 4 назв.

УДК 539.376+624.012.3/4 : 624.042

О применении вариационного уравнения Кастильяно теории ползучести при анализе усадочных напряжений в железобетонных конструкциях. Гайтоян Л. М. «Известия АН АрмССР (серия Т. II.)», т. XXVII, № 4, 1974, 33—40.

Рассмотрены железобетонные элементы, подверженные действию изгибающих моментов, меняющихся как по длине, так и во времени. Получено вариационное уравнение Кастильяно в случае учета усадки и ползучести бетона, на основании которого приведены некоторые приращения теоремы Кастильяно при решении как статически неопределимых, так и статически определимых задач.

Илл. 7. Библ. 10 назв.

УДК 624.19 : 624.042+624.138.23

О параметрах глубинной цементации в высоконапорных туннелях. Хачикян Г. Г. «Известия АН АрмССР (серия Т. II.)», т. XXVII, № 4, 1974, 41—45.

Приводятся вывод расчетных зависимостей для определения глубины укрепительной цементации и величины ее давления при строительстве высоконапорных гидротехнических туннелей в трещиноватых скальных породах. Зацементированный слой горного массива рассматривается как толстостенная труба, воспринимающая большую часть внутренней нагрузки воды. Основные параметры цементации определены, исходя из несущей способности горных пород, находящихся в естественном состоянии, и из условия устойчивости укрепленной части массива.

Илл. 1. Библ. 8 назв.

УДК 621.313.322—81+621.311.22 : 62—50 : 519.3

О точности расчетных характеристик турбогенераторов, используемых для оптимизации режима ТЭС. Бабалян Д. М. «Известия АН АрмССР (серия Т. II.)», т. XXVII, № 4, 1974, 54—58.

Рассматривается вопрос точности представления исходной информации в задачах по оптимизации режима тепловой электростанции на ЭЦВМ. Обоснована необходимость исследования влияния степени точности расчетных характеристик турбоагрегатов на эффект оптимизации в каждом конкретном случае. Приведены расчеты по определению перерасхода тепла, связанного с линейной аппроксимацией расходных характеристик различных видов турбоагрегатов.

Илл. 1. Табл. 1. Библ. назв.

УДК 621.7.01+621.9.06

Модель обрабатываемости меди МЭ. Касьян М. В., Наджарян М. Т. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 4, 1974, 59—61.

Приводятся результаты экспериментов, проведенных для выявления влияния параметров режимного поля на усилия, стойкость, усадку стружки, температуру контакта и шероховатость, а также для выявления причины низкого коэффициента обрабатываемости меди.

Установлено, что на обрабатываемость, главным образом, влияют скорость резания и подача. Низкий коэффициент обрабатываемости меди обуславливается низкой стойкостью инструмента, что является результатом активного воздействия меди на инструментальный материал.

Табл. 1. Библ. 4 назв.

УДК 621.735.34.041+539.37

О влиянии упрочнения на процесс вытяжки цилиндрических деталей. Степанян Р. Л. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 4, 1974, 62—65.

Приводится новый подход к оценке влияния упрочнения на процесс холодной вытяжки цилиндрических деталей. В расчетах использована степенная зависимость напряжения текучести от степени деформации. В качестве деформации, определяющей степень упрочнения при вытяжке, принята деформация тангенциального сжатия. Получена приближенная расчетная формула, позволяющая определить изменение напряжения и опасном сечении в процессе формоизменения с учетом упрочнения.

Илл. 2. Библ. 5 назв.

УДК 697.91:621.513

А выбор типа ступени фреоновых центробежного турбокомпрессора для систем кондиционирования воздуха. Думляни Р. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 3, 1974, 46—53.

Исходя из соизмеримости нагрузок тепло- и хладопотреблений систем кондиционирования воздуха для ряда южных городов нашей страны, показана необходимость и возможность последовательной и параллельной работы секции компрессора.

Приведены интегральные, экспериментальные характеристики ступеней различных типов с сопловым диффузором в широком диапазоне условных чисел Маха ($Ma = 0, \pm 1,6$), которые дают возможность выбрать оптимальный, с энергетической точки зрения, одноступенчатый компрессор для таких систем. Опыты показали, что этому условию удовлетворяет ступень с выходным углом лопаток рабочего колеса, равным $22^\circ 30'$.

Илл. 4. Библ. 6 назв.

ԲՈՎԱՆԻԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

Նյութական ցիտաբույր

[illegible]

ՄԷԻ ԷԼԵՄԵՆԹԱՐ ՆԱԽԴԵՐՈՒՄՆԵՐ

Կ Ե. Գորիսիցյան, Ս. Ս. Գաբանյան. Տարածական փոխանցք: ԵՄՀԱՅ Մեծահայրիկի սխե-
 մերը հիմնականի զարմանքի մեծագույնը 16
 Ս. Պ. Մելիքյան, Պ. Պ. Վարդանյան. Վերականգնողական աշխատանքի հիմնական-
 լի ուղիների զարգացման գործընթացը 20

Շինարարական մեխանիկա

[illegible]

Հիդրոտեխնիկա

2. Դ Խոսիլիկաւ. Բարձր ճեշտմայիկի թուեմբերում թարթալիկ քնմենտալման պարամետրերերի մասին -

ՋԵՐՄԱՆՈՒԽՆԻԿՅԱՆ

19 Ա. Ռոմանյան, Օդի կահդիբիկալացման ժողովանիների համար ֆրահեայի կենտրոնախոս, 20
Հասարակականության առաջին օրը, 1911 թ. 10-11-12-13-14-15-16-17-18-19-20-21-22-23-24-25-26-27-28-29-30-31-32-33-34-35-36-37-38-39-40-41-42-43-44-45-46-47-48-49-50-51-52-53-54-55-56-57-58-59-60-61-62-63-64-65-66-67-68-69-70-71-72-73-74-75-76-77-78-79-80-81-82-83-84-85-86-87-88-89-90-91-92-93-94-95-96-97-98-99-100-101-102-103-104-105-106-107-108-109-110-111-112-113-114-115-116-117-118-119-120-121-122-123-124-125-126-127-128-129-130-131-132-133-134-135-136-137-138-139-140-141-142-143-144-145-146-147-148-149-150-151-152-153-154-155-156-157-158-159-160-161-162-163-164-165-166-167-168-169-170-171-172-173-174-175-176-177-178-179-180-181-182-183-184-185-186-187-188-189-190-191-192-193-194-195-196-197-198-199-200-201-202-203-204-205-206-207-208-209-210-211-212-213-214-215-216-217-218-219-220-221-222-223-224-225-226-227-228-229-230-231-232-233-234-235-236-237-238-239-240-241-242-243-244-245-246-247-248-249-250-251-252-253-254-255-256-257-258-259-260-261-262-263-264-265-266-267-268-269-270-271-272-273-274-275-276-277-278-279-280-281-282-283-284-285-286-287-288-289-290-291-292-293-294-295-296-297-298-299-300-301-302-303-304-305-306-307-308-309-310-311-312-313-314-315-316-317-318-319-320-321-322-323-324-325-326-327-328-329-330-331-332-333-334-335-336-337-338-339-340-341-342-343-344-345-346-347-348-349-350-351-352-353-354-355-356-357-358-359-360-361-362-363-364-365-366-367-368-369-370-371-372-373-374-375-376-377-378-379-380-381-382-383-384-385-386-387-388-389-390-391-392-393-394-395-396-397-398-399-400-401-402-403-404-405-406-407-408-409-410-411-412-413-414-415-416-417-418-419-420-421-422-423-424-425-426-427-428-429-430-431-432-433-434-435-436-437-438-439-440-441-442-443-444-445-446-447-448-449-450-451-452-453-454-455-456-457-458-459-460-461-462-463-464-465-466-467-468-469-470-471-472-473-474-475-476-477-478-479-480-481-482-483-484-485-486-487-488-489-490-491-492-493-494-495-496-497-498-499-500-501-502-503-504-505-506-507-508-509-510-511-512-513-514-515-516-517-518-519-520-521-522-523-524-525-526-527-528-529-530-531-532-533-534-535-536-537-538-539-540-541-542-543-544-545-546-547-548-549-550-551-552-553-554-555-556-557-558-559-560-561-562-563-564-565-566-567-568-569-570-571-572-573-574-575-576-577-578-579-580-581-582-583-584-585-586-587-588-589-590-591-592-593-594-595-596-597-598-599-600-601-602-603-604-605-606-607-608-609-610-611-612-613-614-615-616-617-618-619-620-621-622-623-624-625-626-627-628-629-630-631-632-633-634-635-636-637-638-639-640-641-642-643-644-645-646-647-648-649-650-651-652-653-654-655-656-657-658-659-660-661-662-663-664-665-666-667-668-669-670-671-672-673-674-675-676-677-678-679-680-681-682-683-684-685-686-687-688-689-690-691-692-693-694-695-696-697-698-699-700-701-702-703-704-705-706-707-708-709-710-711-712-713-714-715-716-717-718-719-720-721-722-723-724-725-726-727-728-729-730-731-732-733-734-735-736-737-738-739-740-741-742-743-744-745-746-747-748-749-750-751-752-753-754-755-756-757-758-759-760-761-762-763-764-765-766-767-768-769-770-771-772-773-774-775-776-777-778-779-780-781-782-783-784-785-786-787-788-789-790-791-792-793-794-795-796-797-798-799-800-801-802-803-804-805-806-807-808-809-810-811-812-813-814-815-816-817-818-819-820-821-822-823-824-825-826-827-828-829-830-831-832-833-834-835-836-837-838-839-840-841-842-843-844-845-846-847-848-849-850-851-852-853-854-855-856-857-858-859-860-861-862-863-864-865-866-867-868-869-870-871-872-873-874-875-876-877-878-879-880-881-882-883-884-885-886-887-888-889-890-891-892-893-894-895-896-897-898-899-900-901-902-903-904-905-906-907-908-909-910-911-912-913-914-915-916-917-918-919-920-921-922-923-924-925-926-927-928-929-930-931-932-933-934-935-936-937-938-939-940-941-942-943-944-945-946-947-948-949-950-951-952-953-954-955-956-957-958-959-960-961-962-963-964-965-966-967-968-969-970-971-972-973-974-975-976-977-978-979-980-981-982-983-984-985-986-987-988-989-990-991-992-993-994-995-996-997-998-999-1000-1001-1002-1003-1004-1005-1006-1007-1008-1009-1010-1011-1012-1013-1014-1015-1016-1017-1018-1019-1020-1021-1022-1023-1024-1025-1026-1

ԷՆԷՐ ԳԼ ՄԻ ԿԱՆ:

16. Թարգման, հոբորդեհեթաորեհերի հաշվարկային բեթաթորերի ձևաթղթի մասին՝
 Երբ բեթաթորերը ոգտագործվում են չեթադեհեթաորեհերի ռեթիմի սպորտմասայն.
 ժան համառ

‘ဒို့မကသိမ်းဆီး နေပါရဲ့’

Մ. Վ. Կուսյան, Ի. Խ. Նաբարյան, Պպիկե ԱՅ.ի մշակելիքության մոդել 59

11 Հ. Ստակիսյան, Գլանման ղեկավարի երաժշտական պրոցեսի վրա աժառցման ազդե-
ցության մասին 62

СОДЕРЖАНИЕ

Материаловедение

М. Ю. Бальшин. Количественный расчет спекания под давлением	3
В. С. Ногосян, М. А. Сулис, Э. Б. Фанкельштейн. Коррозионные испытания сталей в контакте с автоклавным пенобетоном и битумоперлитом	7

Машиностроение

К. А. Шахбазян, С. Б. Гаранян. Синтез пространственного передаточного механизма типа ВССВ методом кинематического обращения	16
А. И. Бешетя, Г. И. Вирамов. О построении стационарных резонансных режимов вибрационной плодуборочной машины	20

Строительная механика

Т. А. Гороян. К определению периодов свободных колебаний железобетонных каркасных зданий с учетом упруго-пластических свойств бетона	27
А. М. Гайтова. О применении вариационного уравнения Кастильяно теории поллучести при анализе усадочных напряжений в железобетонных конструкциях	33

Гидротехника

Г. Г. Хачикян. О параметрах глубинной цементации в высоконапорных туннелях	41
--	----

Теплотехника

Р. А. Думинян. К выбору типа ступени фреоновго центробежного турбокомпрессора для систем кондиционирования воздуха	46
--	----

Энергетика

Л. М. Бабян. О точности расчетных характеристик турбогенераторов, используемых для оптимизации режима ТЭС	54
---	----

Научные заметки

М. В. Касьян, М. Г. Ниджарян. Модель обрабатываемости меди МЗ	59
Р. А. Степанян. О влиянии упрочнения на процесс вытяжки цилиндрических деталей	62

