

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԽՄԹԻՐԱՆԻ ԿՈՒՅԵՐԻՔ

Կասյան Մ. Վ. (պատ. խմբագրի), Արսենյ Շ. Ջ. (պատ. խմբագրի տեղակալ), Ալեքսենսկի Վ. Վ.,
Սեանյան Ա. Կ., Կոստյան Տ. Ա., Զաքարյան Մ. Ա., Նազարով Ա. Փ., ՏԵ-Ազարե Ի. Ա., Փինճաղ-
յան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)

Փաստաթղթաբանության բարձրագույն Սովետական Զ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Լևոնյան Մ. Վ. (ответ. редактор), Адосян Г. Т. (зам. ответ. редактора), Алексеевский
В. В., Анаян А. К., Горюхи Т. А., Задоян М. А., Низиров А. Г., Пинаджян В. В. (зам.
ответ. редактор), Тер-Азарян Н. А.
Ответственный секретарь: Степанян З. К.

Խմբագրության նստիչն՝ Երևան—1, Արսեյան փող. 15.

Адрес редакции: Ереван—1, ул. Абовяна, 15.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Т. В. ЕФИМОВСКАЯ, А. А. ЛАНИН, Я. Г. ШЕРМАЗАНИАН,
В. В. ШАХПАРОНИАН, М. Г. ШЕКОЯН, Г. С. СМОКОВДИНА

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ СОЛНЕЧНОЙ
УСТАНОВКИ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ТУГОПЛАВКИХ МАТЕРИАЛОВ В
ОКИСЛИТЕЛЬНОЙ СРЕДЕ (НА ПРИМЕРЕ БЕТА-ГЛИНОЗЕМА)

Высокоглиноземистые алюминаты щелочных и щелочно-земельных металлов, называемые обычно бета-глиноземом, применяются как твердые электролиты для изготовления сепараторов ячеек электрохимических элементов преобразователей энергии. Определяющим фактором использования бета-глинозема является способность свободного перемещения щелочных ионов в кристаллической решетке под действием электрического поля.

Анализ литературных данных по этой группе соединений дает однозначное представление об их термической неустойчивости. Так, в натриевом и калиевом бета-глиноземе при нагреве свыше 1300°C в восстановительной среде начинается процесс улетучивания окиси щелочного металла, ведущий к перестройке решетки бета-фазы в решетку корунда. С повышением температуры процесс усиливается, и при 1700°C наступает полный переход в корунд. В инертной среде разложение алюминатов натрия и калия происходит в несколько раз медленнее, чем в восстановительной, а в окислительной — натриевый бета-глинозем разлагается при температуре порядка 1800°C [1].

Нами, в Армянском отделении ВНИИТ в городе Ереване, в процессе экспериментальных исследований, проводимых на высокотемпературной солнечной установке по получению твердого электролита на основе бета-глинозема, обнаружена значительная устойчивость его в окислительной среде (на воздухе) при температурах плавления (2000—2050°C).

Как известно, солнечные установки с зеркальными параболическими отражателями прожекторного типа позволяют вести нагрев концентрированной лучистой энергией до высоких температур в условиях, исключающих как влияние электрических и магнитных полей, так и взаимодействие с материалом нагревателей, имеющие место при использовании других нагревательных устройств. Эксперименты проводились на солнечной установке непосредственного слежения за солнцем с зеркалом диаметром 1,5 м, оборудованной необходимой технологической оснасткой и автоматическими системами управления и контроля, описанными ранее в [2].

Для исследований был взят натриевый и калиевый бета-глинозем, полученный несколькими методами: синтезированный плавлением в ду-

говой печи, полученный твердофазным синтезом спеканием в среде аргона при температуре 1800°C , а также синтезированный непосредственно из смеси исходных компонентов плавлением на солнечной установке.

Цилиндрические образцы диаметром 20 мм и высотой 4–6 мм изготавливались прессованием при удельном давлении 800–1000 кг/см². Образец бета-глинозема закреплялся в металлическом контейнере на подложке из того же материала, выставлялся торцом в фокальную зону концентратора и подвергался облучению. В экспериментах предельная продолжительность времени экспозиции была определена по скорости образования корунда; во всех случаях интенсивное разложение наблюдалось в начале облучения, а при выдержках свыше 15 минут переход бета-фазы в корунд становится настолько незначительным, что изучение его не представляет интереса. Исследования, в основном, проводились при времени облучения 2, 5, 10 и 15 минут; в каждой серии экспериментов процесс контролировался при выдержке 30 минут.

Процесс термообработки можно характеризовать следующим образом: с подачей лучистого потока происходит быстрый нагрев до плавления материала (при этом оплавление поверхности наступлет моментально, а формирование полости расплава продолжается 30–40 сек); выдержка подачи лучистого потока не ведет к изменению размеров и геометрии полости, а приводит к увеличению размеров зерен бета-глинозема; резкое охлаждение от температуры плавления на воздухе, в результате моментального перекрытия лучистого потока быстродействующим отсекателем, не приводит к разрушению образца и образованию трещин в материале.

Процесс плавления наблюдался визуально. Одновременно в нескольких точках в массе материала термомпарами велся контроль температур с регистрацией на самопишущем приборе. Мощность концентрированного лучистого потока поддерживалась на постоянном уровне с точностью 3%. Эксперименты проводились при значении прямой солнечной радиации более 800 вт/м²; среднее значение в течение всего цикла исследований составляло 950 вт/м².

Образцы после плавления подвергались исследованиям под микроскопом в проходящем и отраженном свете и рентгенографическому анализу с целью определения фазового состава бета-глинозема.

Как показали исследования, при плавлении бета-глинозема в солнечной установке имеет место неполное его термическое разложение. При этом, натриевый глинозем разлагается значительно меньше, чем калиевая разновидность; при выдержке до 30 минут содержание корунда в натриевом глиноземе не превышает 5%, в калиевом—50%.

Неполное разложение бета-глинозема в условиях лучистого нагрева на воздухе при температуре плавления обусловлено высокой скоростью процесса нагрева, способствующей сохранению состава материала, так как ведущее к образованию корунда улетучивание щелочей

имеет место в незначительной степени и не по всей массе материала, и только с поверхности образца.

Результаты проведенных нами исследований сведены в табл. 1.

Таблица 1

Состав материала	Способ получения исходного материала	Выдержка материала в расплаве, мин	Количество образовавшегося корунда, в %	
			петрографический анализ	рентгенструктурный анализ
$K_2O \cdot 11Al_2O_3$	синтез плавлением (в дуговой печи)	2	30	30
		5	30	30
		10	50	50
		15	50	50
$Na_2O \cdot 11Al_2O_3$	то же	2	5	не обнаружен
		5	5	не обнаружен
		10	10	8
		15	10	10
$Na_2O \cdot 11Al_2O_3$	синтез в твердой фазе (в среде аргона)	2	1	не обнаружен
		5	3	не обнаружен
		10	5	не обнаружен
		15	5	не обнаружен
$Na_2O \cdot 11Al_2O_3$	синтез плавлением из смеси компонентов (на солнечной установке)	2	1	не обнаружен
		5	3	не обнаружен
		10	5	6
		15	5	6

Как видно из таблицы, данные петрографического анализа хорошо согласуются с рентгенографическими.

Интересно отметить выявленные при кристаллооптическом изучении образцов, после их термической обработки, особенности механизма разложения. Корунд при разложении не выделяется в свободном состоянии, а образует псевдоморфозы по кристаллам бета-глинозема, отчетливо видимые на приводимой фотографии (рис. 1). Зарождение центров кристаллизации корунда начинается вдоль базальной плоскости кристаллов, и дальнейший рост зерна происходит за счет перестройки близлежащих ячеек исходной кристаллической решетки в результате углубления зоны улетучивания щелочей. Образование новой фазы протекает в зависимости от ориентировки кристаллической решетки исходной фазы. Зерна корунда имеют характерную бочковидную и пирамидальную форму, обусловленную высокой степенью идиоморфизма.

Приведенные исследования термического разложения бета-глинозема показали большие возможности применения высокотемпературной солнечной установки для изучения поведения тугоплавких материалов в окислительной среде в широком диапазоне температур в условиях, обеспечивающих высокую чистоту проведения процесса нагрева и плавления.

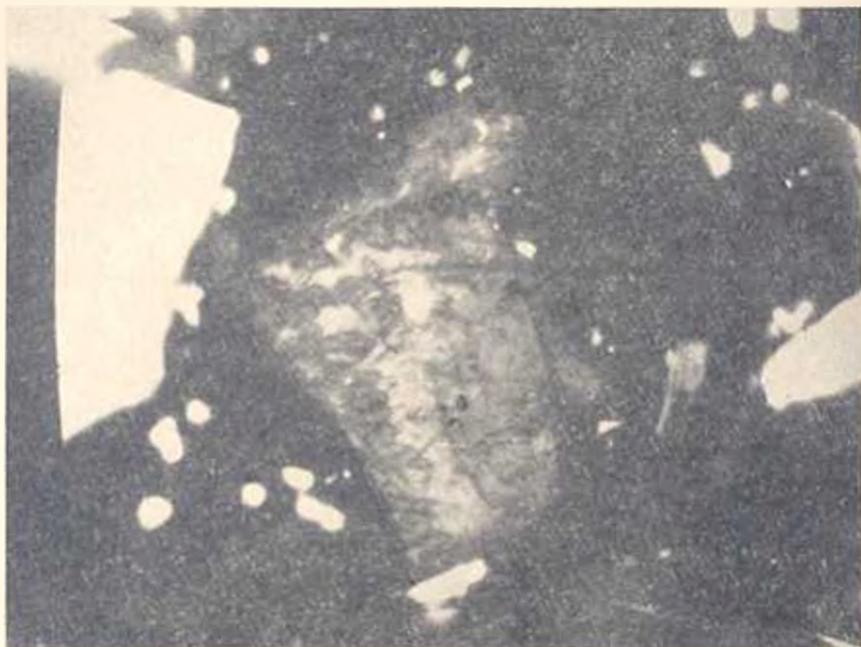


Рис. 1. Кристаллизация и рост зерен корунда во бета-глиноземе: ув. 200 \times , никели X

Осуществленный с высокой скоростью режим нагрева бета-глиноземов до плавления показал, по крайней мере в отношении натриевой разновидности, что предположение о термической неустойчивости бета-глиноземов, основанное на процессах, осуществляемых обычными методами нагрева, подлежит пересмотру.

Всесоюзный ордена Трудового Красного Знамени
научно-исследовательский, проектно-конструкторский
и технологический институт источников тока (ВНИИИТ) Поступило 18. IV. 1973.

Տ. Վ. ԵՅԻՄՈՎՍԿԱՅԱ, Ա. Ա. ԼԱՎԻՆ, ՅԱ. Տ. ՇԵՐՄԱԶԱՆՅԱՆ,
Վ. Վ. ՇԵՐՄԱԶԱՆՅԱՆ, Ե. Ե. ՇԵՆՈՅԱՆ, Գ. Ս. ՍԵՐՈԿՈՎՅԱՆ

ՈՒՐՁՐ ԶԵՐՄԱՍՏԻՃԱՆԱՅԻՆ ԱՐԵՎԱՅԻՆ ԿԱՅԱՆՔԻ ՕԳՏԱԿՈՐԾՈՒՄԸ
ԴԵՎՈՐԱԶԱԿ ՆՅՈՒԹԻՐԸ ՕՔՍԻԳԱՅՐԱՆ ԸՆԶԱՎԱՅՐՈՒՄ ՈՒՍՈՒՄԵԱՍԻՐԵԼՈՒ
ՀԱՐԱՐ (ԲԵՏԱ-ԿԱՎԱԶՈՂԻ ՈՐԻՆԱԿԻ ՎՐԱ)

Ա մ փ ո փ ո ս մ

Հողվածում բերված են նատրիումական և կալիումական բետա-կավա-
նոդերի ջերմային տարրալուծման հետազոտությունների արդյունքները, ո-
րոնք ստացվել են բարձր ընդհատաբանային արևային կայանքում հայելիա-
Յուլյ է տրված, որ այի միջավայրում ճառագայթային տարացման մեկուղով
հայելիա մինչև 30 րոպե պահելու տեղություն զեպրում բետա-կավանոդը

տարրալուծվում է ոչ լրիվ. նատրիումական տարատեսակի զգալիորեն քիչ է
ննջակա տարրալուծման, քան հալիումականը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Букун Н. Г., Ланин А. А., Пивник Е. Д., Укше Е. А. Обзор «Твердые керамические электролиты на основе полиалюминатов». «Электротехническая промышленность», серия «Электротехнические материалы», вып. 16-17, М., 1971.
2. Лидоренко Н. С., Чижик С. П., Шермякина Я. Т., Шахпаровян В. В., Ефимова-ская Т. В., Ланин А. А., Люцирева Л. А., Шулякова С. П. Получение прозрачной двуокиси циркония в высокотемпературной солнечной установке. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)», т. XXV, № 4, 1972.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Т. В. ПИНАДЖЯН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ УПРУГИХ
ДЕФОРМАЦИЙ ДРЕВЕСИНЫ ГРАБА ПРИ СТАТИЧЕСКОМ
РАСТЯЖЕНИИ, СЖАТИИ И ИЗГИБЕ¹

В [4] были приведены результаты исследования основных физико-механических свойств граба (*Salpinus betulus* L.), произрастающего в северных районах Армянской ССР. Образцы испытания были изготовлены из модельных деревьев в возрасте от 40 до 120 лет, отобранных из свежего, влажного и сухого типов лесов в Кохбском лесничестве Ноемберянского леспромхоза. В данной статье, являющейся развитием [4], приводятся результаты определения показателей упругих деформаций этой же древесины при растяжении и сжатии вдоль волокон, а также при статическом изгибе в радиальном и тангенциальном направлениях. Брусочки, выпиленные из краевой модельных деревьев, перед разделкой на образцы выдерживались в закрытом помещении до одного года при температуре $20 \pm 1^\circ\text{C}$ и влажности воздуха $65 \pm 15\%$. Влажность брусочков периодически определялась сушильно-весовым методом по пробам, вырезаемым из концов брусочков. Перед разделкой на образцы влажность брусочков колебалась в пределах от 9 до 15%. На каждого брусочка изготавливались не менее двух образцов-близнецов для каждого вида испытания. Форма и размеры образцов удовлетворяли требованиям ГОСТ 11499-65. Образцы подвергались испытанию только после приобретения ими равновесной влажности, а именно тогда, когда их масса при систематическом взвешивании в течение трех суток изменялась не более чем на 0,01 г. Испытания производились по методике ГОСТ 11499-65 на универсальной прецизионной машине Шоппера. Деформации при растяжении и сжатии образцов измерялись рычажными тензometрами (рис. 1) с точностью 1 микрон, а при статическом изгибе—индикаторами часового типа, с точностью 5 микрон. Результаты статистической обработки полученных экспериментальных данных по упругим показателям древесины граба приведены в табл. 1.

В табл. 1, в числителе дроби приведены данные для свежего и влажного типов леса, в знаменателе—для сухого типа леса. Данные по древесине свежего и влажного типов леса представлены вместе, так

¹ Научный руководитель П. А. Хуршудян.

как их показатели мало отличаются друг от друга [4]. По экспериментальным данным, представленным в табл. 1, можно отметить, что величины модулей упругости древесины граба при статическом изгибе в радиальном и тангенциальном направлениях, а также при сжатии вдоль волокон, при сопоставимых условиях, практически одинаковые. Модуль упругости испытанной древесины при растяжении вдоль волокон больше, чем при сжатии вдоль волокон для свежего и влажного тинового леса на 17%, для сухого типа леса на 19%. Повышенная деформатив-

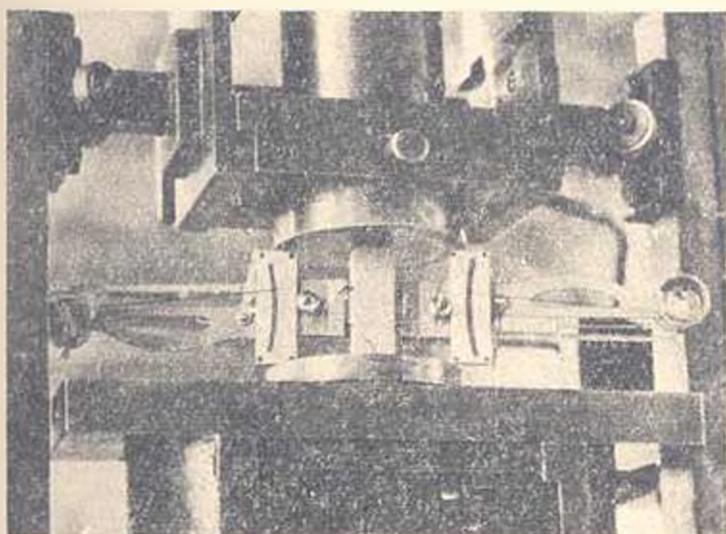


Рис. 1. Определение модуля упругости древесины граба при сжатии вдоль волокон

Таблица 1

Модули упругости древесины граба по результатам испытания образцов, изготовленных из модельных деревьев Кольского лесничества (при влажности древесины 15%)

Наименование показателя	Количество образцов n	Среднее арифметическое значение M , кг/см ²	Среднее квадратическое отклонение σ , кг/см ²	$\frac{M}{\sigma}$ кг/см ²	Вариационный коэффициент $\frac{\sigma}{M}$	Показатель точности испытания $\frac{M}{\sigma}$
Модуль упругости при растяжении вдоль волокон	43	$146 \cdot 10^3$	$22,5 \cdot 10^3$	$6,4 \cdot 10^3$	15,4	2,3
	12	$138 \cdot 10^3$	$22,6 \cdot 10^3$	$6,5 \cdot 10^3$	16,4	4,7
То же при сжатии	56	$122 \cdot 10^3$	$16,8 \cdot 10^3$	$2,24 \cdot 10^3$	13,7	1,8
	27	$115 \cdot 10^3$	$16,4 \cdot 10^3$	$3,20 \cdot 10^3$	14,2	2,7
Модуль упругости при статическом изгибе в тангенциальном направлении	34	$121 \cdot 10^3$	$21 \cdot 10^3$	$3,6 \cdot 10^3$	19,0	3,0
	14	$117 \cdot 10^3$	$35 \cdot 10^3$	$9,4 \cdot 10^3$	30,0	8,0
То же в радиальном направлении	28	$123 \cdot 10^3$	$25 \cdot 10^3$	$4,7 \cdot 10^3$	20,0	3,8
	16	$111 \cdot 10^3$	$29 \cdot 10^3$	$7,3 \cdot 10^3$	25,0	6,4

ность древесины при сжатии, выявленная также другими авторами [3, 5], по-видимому, обусловлена не только продольным изгибом волокон, но и влиянием масштабного фактора, поскольку площадь сечения образцов при сжатии в 5 раз больше, чем при растяжении. При одинаковых условиях модуль упругости при растяжении вдоль волокон образцов из свежего и влажного типов леса на 6% больше, чем аналогичный показатель для образцов из сухого типа леса. Та же картина наблюдается в отношении модуля упругости древесины граба при сжатии вдоль волокон, где разница в показателях возрастает до 9%.

На рис. 2 и 3 кружками и крестиками показаны опытные величины

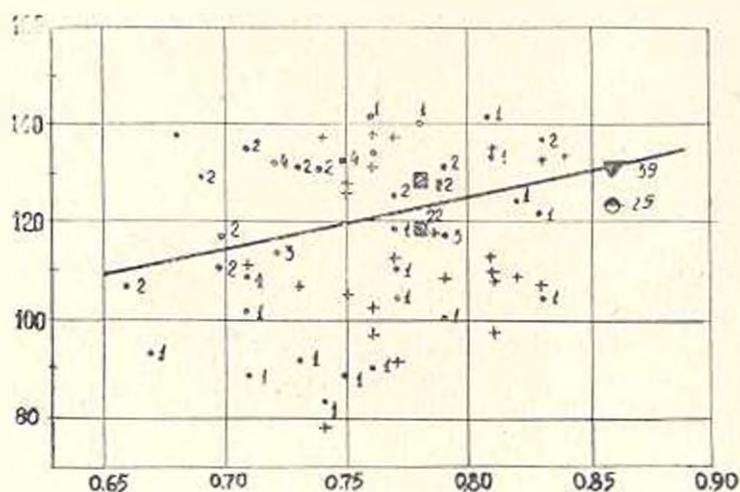


Рис. 2. Зависимость модуля упругости древесины граба от объемной массы при сжатии вдоль волокон (влажность 15%). Кружками и крестиками представлены результаты опытов автора; треугольниками—З. А. Новрузовой [1]; прямоугольниками—Л. М. Перельгина [2]. Цифры при условных обозначениях показывают число наблюдений.

модулей упругости древесины граба соответственно при сжатии и растяжении вдоль волокон в зависимости от плотности (объемной массы) древесины. Кружки относятся к образцам влажного и свежего типов леса, а крестики—к сухому типу леса. Цифры при этих условных обозначениях показывают число образцов, для которых получены одинаковые показатели упругих деформаций.

Прямые на рис. 2 и 3, полученные обработкой результатов наблюдений, показывают, что между модулем упругости и объемной массой древесины изученного вида граба существует устойчивая корреляционная связь. А именно, с увеличением плотности древесины показатели модуля упругости возрастают. Эта связь подтверждается также опытными данными Л. М. Перельгина [2], испытывавшего на статический изгиб 14 образца из граба (опытные данные показаны на рис. 2 в

виде прямоугольников), а также результатами опытов З. А. Попрузовой [1], определившей модуль упругости граба при изгибе и сжатии на 61 образцах. Попутно отметим, что если материал имеет неодинаковые

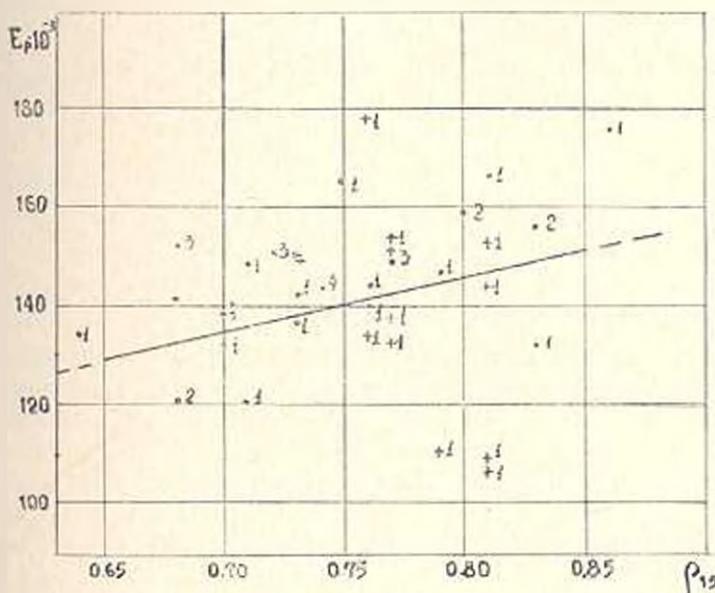


Рис. 3. Зависимость модуля упругости древесины граба от объемной массы при растяжении вдоль волокон (влажность 15%).

модули упругости при сжатии E_c и растяжении E_p , то модуль упругости при изгибе, определенный по известному выражению

$$E_{II} = \frac{4E_c E_p}{(\sqrt{E_c} + \sqrt{E_p})^2}, \quad (1)$$

является величиной промежуточной между E_c и E_p . Однако по нашим опытным данным $E_c \approx E_p$, а по данным [1] даже $E_c > E_p$.

Таблица 2

Численные значения коэффициентов A и B выражения (2)

Наименование показателя	A	B
Модуль упругости древесины граба при сжатии вдоль волокон, а также при статическом изгибе в тангенциальном и радиальном направлениях при влажности W = 15%	45	100
	51	100
Модуль упругости древесины граба при растяжении вдоль волокон при влажности W = 15%	53	117
	59	117

По приведенным на рис. 2 и 3 опытным данным, величины модулей упругости древесины граба исследованного вида могут быть аппроксимированы выражением

$$E_{\alpha} = (A + B \gamma_w) \cdot 10^3 \text{ кгс/см}^2, \quad (2)$$

где A и B — константы, численные значения которых приведены в табл. 2; γ_w — объемная масса древесины при влажности W .

АНСМ

Получено 5 I 1973.

Տ. Վ. ՓԻՆԱԺՅԱՆ

ԲՈՒՆԻ ՓԱՅՏԱՆՅՈՒԹՅԱՆ ԱՌԱՋԻԱԿԱՆ ԳԵՏՈՐՄԱՅԻՆՆԵՐԻ ՓՈՐՁԱՐԱՐԱԿԱՆ ՌԻՍՈՒՄՆԱԿՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ ՍՏԱՏԻՎԱԿԱՆ ԶԿՄԱՆ, ՍԵՂՄՐԱՆ ԵՎ ԿՐՄԱՆ ԳԵՊԳՈՒԹ

Ա մ փ ո փ ո ւ մ

Փորձարարական ուսումնասիրությունների արդյունքների հիման վրա որոշված է Հայկական ՍՍՀ Հյուսիսային շրջաններում աճող բախու փայտանյութի (*Carpinus betulus* L.) առաձգականության մոդուլի մեծությունները ձգման, թելիկների երկայնքով սեղմման, ինչպես և ստատիկան ծռման ժամանակ տանգենտալ և շառավղային ուղղություններում: Եղված է անտառի տեսակի զգալի ազդեցությունը փայտանյութի առաձգական գեֆորմացիաների վրա: Հայտնաբերված է առաձգականության մոդուլի և փայտանյութի ծավալային դանդիվածի միջև գոյություն ունեցող կախույն գծային կորելյացիոն կապը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. *Новарузова З. А.* Строение и свойства древесины главнейших лесных пород Азербайджана. Изд. АН Аз. ССР, Баку, 1965.
2. *Перельгин Л. М.* Древесина малозученных пород. Гослесбуиздат, М.—Л., 1952.
3. *Перельгин Л. М., Уголев В. Н.* Древесиноведение. Изд. «Лесная промышленность», М., 1971.
4. *Пинаджян Т. В.* О физико-механических свойствах древесины граба, произрастающего в Армянской ССР. Известия АН Арм. ССР (серия III), т. XXV, № 1, 1972.
5. *Салков Е. Н., Мухин Г. В.* Исследование модуля упругости древесины сосны. ГИТИ, М.—Л., 1931.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Լ. Ա. ԺԱԿԱՇՅԱՆԻԱՆ, Կ. Խ. ՏԱԽԲԱՅԱՆԻ

О СИНТЕЗЕ ЭЛЛИПТИЧЕСКИХ ПРЯМЫХ

Существующие методы аналитического приближенного синтеза направляющих механизмов по прямой не позволяют заранее задавать вид приближающей кривой и величину допустимого максимального отклонения. В настоящей статье дается метод приближенного синтеза двух типов прямолинейно-направляющих механизмов при заведомо известном виде приближающей кривой и заданном максимальном отклонении от выбранной прямой на участке приближения.

В работе [1] даны соотношения длин звеньев кинематических схем двух шарнирно-стержневых четырехзвенников для воспроизведения подошвенных кривых эллипса (рис. 1) и гиперболы (рис. 2); на этих рисунках приняты обозначения:

$$AD = DC = c/2, \quad AB = BC = BM = a/2.$$

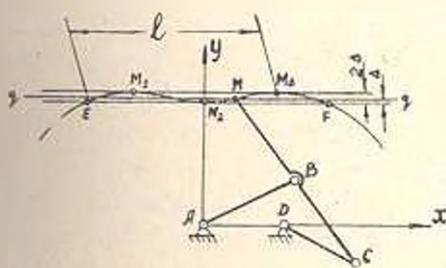


Рис. 1.

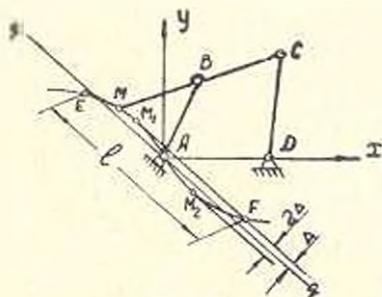


Рис. 2.

При определенном соотношении длин звеньев $a/2$ и $c/2$ шатуновая точка M на некотором участке будет перемещаться приближенно по прямой $q-q$:

- а) параллельной AD , при $a > c$ (рис. 1),
- б) проходящей через точку A в заданном направлении с угловым коэффициентом K , при $a < c$ (рис. 2).

Уравнение подошвенной кривой в принятой системе координат (рис. 1, 2) будет:

$$(x^2 + y^2)^2 - a^2 x^2 + (a^2 - c^2) y^2 = 0 \quad (1)$$

При $a > c$ выражение (1) является уравнением подошвенной кривой эллипса, а при $a < c$ — подошвенной кривой гиперболы.

Касательные к подошвенной кривой в точках M_1, M_2, M_3 (рис. 1) и в точках M_1, M_2 (рис. 2) будут параллельны прямой $q-q$, так как траектория чертящей точки M , т. е. приближающая кривая на участке приближения в указанных точках имеет максимальное отклонение от прямой $q-q$. Из сказанного следует, что первая производная выражения (1) по переменной x в точках M_1, M_2 и M_3 (для случая $a > c$) равна угловому коэффициенту прямой $q-q$ (рис. 1). Дифференцируя выражение (1) по x , получим

$$R = y' = \frac{x[2(x^2 + y^2) - a^2]}{y[a^2 - c^2 - 2(x^2 + y^2)]}. \quad (2)$$

Расстояние точки M_i от прямой $q-q$ будет:

$$\Delta = \frac{Ax_i + By_i + C}{\sqrt{A^2 + B^2}}, \quad (3)$$

где A, B и C — коэффициенты уравнения прямой, заданного в виде $Ax + By + C = 0$; x_i, y_i — координаты точки $M_i, i = 1, 2, 3$.

Выражения (1), (2) и (3) позволяют определить относительные величины координат точек M_1, M_2, M_3 , а так же соотношение параметров механизма a и c .

1. Для подошвенной кривой эллипса (рис. 1) в точках $M_1, M_2, M_3, y' = 0$. Следовательно, согласно выражению (2) имеем

$$x(2x^2 + 2y^2 - a^2) = 0. \quad (4)$$

Принимая $c = 1$, из (1) и (4) получим:

$$\begin{aligned} x_{1,3} &= \sqrt{0,5 - 0,25a^2}; & y_{1,3} &= 0,5a^2; \\ x_2 &= 0; & y_2 &= \sqrt{a^2 - 1}. \end{aligned}$$

Как из рис. 1, так и из выражения (3) следует, что расстояния точек M_1, M_2, M_3 от прямой $q-q$ определяются по формуле

$$\Delta = \frac{y_{1,3} - y_2}{2}. \quad (6)$$

Подставляя значения $y_{1,3}$ и y_2 , получим

$$a = \sqrt{2(2\Delta + 1) + 4\sqrt{\Delta}}. \quad (7)$$

Длина прямолинейного участка определится по формуле

$$l = EF = x_F - x_E, \quad (8)$$

где x_F и x_E — абсциссы точек E и F , определяемые из выражения (1) посредством подстановки $y_{E,F} = y_2 = \sqrt{a^2 - 1}$;

$$x_{E,F} = \pm \sqrt{2 - a^2}. \quad (9)$$

Из (8) и (9) имеем

$$l = 2\sqrt{2 - a^2}. \quad (10)$$

Как следует из выражения (9), $a < \sqrt{2}$. Следовательно, в (7) перед слагаемой $4\sqrt{\Delta}$ необходимо взять знак минус, тогда

$$a = \sqrt{2(2\Delta + 1) - 4\sqrt{\Delta}}. \quad (11)$$

2. Для подошвенной кривой гиперболы уравнение прямой $q-q$ примет вид:

$$y = Kx. \quad (12)$$

Как следует из выражений (3), (12) и рис. 2, расстояния точек M_1 , M_2 от прямой $q-q$ определяются по формуле

$$\Delta = \frac{Kx_1 - y_1}{\sqrt{K^2 + 1}}. \quad (13)$$

Решая нелинейную систему уравнений (1), (2), (12) и (13), определяем относительные величины координат точек M_1 , M_2 , E , F и параметр a (при $c=1$).

Длина прямолинейного участка (рис. 2)

$$l = 2\sqrt{x_E^2 - y_E^2 - \Delta^2}. \quad (14)$$

где x_E , y_E — координаты точки E .

Так как кривая симметричная, следовательно, полученные направляющие механизмы будут иметь соответственно два симметричных, относительно координатных осей, участка приближения к прямой.

Пример. Требуется спроектировать четырехзвенный прямолинейно направляющий механизм по заданным значениям Δ и заданному виду приближающейся кривой (подошвенная кривая эллипса).

Задачу решаем для случаев: $\Delta = 0,005$ и $\Delta = 0,0005$.

Принимая $c=1$, по формулам (10) и (11) определяем относительные величины параметра a и длину участка приближения l :

$$a = 1,31421; \quad a = 1,38584;$$

$$l = 1,044; \quad l = 0,5636.$$

Как видно, с повышением степени точности приближения к прямой (в 10 раз) уменьшается длина прямолинейного участка (в 0,51 раза) и незначительно увеличивается параметр a (в 1,05 раза).

Գ. Ա. ԶԱՂԱՅԳՈՆՅԱՆ, Գ. Խ. ՇԱՀՈՒՋՅԱՆ

ԷԼԵԿՏՐՈՆԻ ՈՒՂՂԱԳԻՆ-ՈՒՂՂՈՐԳԻ ՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ԲԵՆԹՆԵԶԻՄԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ա մ ֆ ո թ ո ս մ

Հողվածում արվում է երկու ախպի ուղղադիմ-ուղղորդ մեխանիզմների սինթեզման մեթոդ, երբ նախորդը հայտնի են մերձեցող կարի ախարը և մեծագույնի շեղումը բնորոշ ուղղից մերձեցման դժամասում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Մախճազյան Կ. Խ., Ժաղացապետ Լ. Ա. | Об одном методе замены поступательных пар прашательными в некоторых кулисно-рычажных механизмах «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II.)», т. XXVI, № 3, 1973.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Э. Л. ДЖАВАДЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭКСТРЕМАЛЬНЫХ ЗНАЧЕНИЙ
 СКОРОСТИ ПОЛЗУНА КРИВОШИПНО-ПОЛЗУННОГО
 МЕХАНИЗМА

Задача определения экстремальных значений скоростей и ускорений ведомого звена механизма и соответствующих им положений механизма встречается при исследовании и проектировании различных механизмов. Например, при уравнивании станов холодной прокатки труб, содержащих большие возвратно-движущиеся массы, необходимо определить положение кривошипно-ползунного механизма при входе клетки, соответствующее максимальной скорости клетки-ползуна [1].

Задача определения максимальных значений аналогов скоростей и соответствующих им положений механизма рассмотрена во многих работах. В [2, 3] при решении поставленной задачи введены два дополнительных параметра, а для определения некоторых параметров получены дополнительные формулы. В [4] получены приближенные формулы для определения экстремальных значений аналогов скорости и ускорения ведомого звена четырехзвенных механизмов. В настоящей статье рассматривается задача определения как положений, соответствующих экстремальным значениям скорости ползуна, так и значений последних.

Обозначим относительные размеры механизма (при $OA=1$) соответственно через $AB=i$ и $OC=e_0$. Тогда из $\triangle ABD$ (рис. 1) имеем

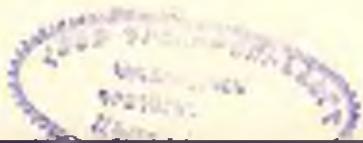
$$m_0 = \sqrt{i^2 - (e_0 + \sin \varphi)^2}, \quad (1)$$

где φ — угол, определяющий положение механизма; $m_0 = DB$ — переменный параметр механизма.

Найдем значение аналога скорости ползуна $s_0 = \frac{v_B}{\omega_1}$, отнесенное к длине кривошипа. Из условия $\triangle BbC \sim \triangle BAD$ имеем $(OC + Ob) : (CD + DB) = AD : DB$, или, подставляя значения $Ob = s'$, $CD = -\cos \varphi$ и $AD = e_0 + \sin \varphi$, получим

$$s_0 = \sin \varphi + \frac{e_0 + \sin \varphi}{m_0} \cos \varphi. \quad (2)$$

Дифференцируя выражение (2) по углу поворота кривошипа, получим значение аналога ускорения ползуна



шина $OA = a$, шатуна $AB = b$ и смещении $OC = e$ (рис. 1) определяются по формуле

$$S'_v = a \left(\sin \varphi_0 + \frac{e + a \sin \varphi_0}{\sqrt{b^2 - (e + a \sin \varphi_0)^2}} \cos \varphi_0 \right), \quad (5)$$

полученной из (2) и (1) для абсолютных размеров механизма.

Экстремальные значения безразмерного коэффициента скорости ползуна можно определить по формуле [5]

$$\lambda_s = S'_v \frac{z_u}{S_u}, \quad (6)$$

где S_u — полное перемещение ползуна, а φ_u — соответствующий ему угол поворота кривошипа; их значения определяются по формулам:

$$\begin{aligned} S_u &= \sqrt{(b+a)^2 - e^2} - \sqrt{(b-a)^2 - e^2}; \\ \varphi_u &= \pi - \arccos \frac{2(b^2 + a^2) - S_u^2}{2(b^2 - a^2)}, \end{aligned} \quad (7)$$

полученным из $\triangle OB_0C$, $\triangle OVB_0C'$ и $\triangle OVB_0B'$. Нижний знак соответствует случаю, когда коэффициент изменения средней скорости ползуна меньше единицы.

Полученные уравнения (4)–(7) могут быть решены на ЭВМ для составления справочных карт. Результаты решения указанных уравнений при $e_0 = 0$, $a = 1$ для различных значений λ приведены в табл. 1.

Таблица 1

λ	φ_0	S'_v	λ_s
1.75	65°59'47"	1.1624840	1.8260135
2.00	67°41'50"	1.1232079	1.7751467
2.25	69°17'11"	1.0970293	1.7232689
2.50	70°43'48"	1.0785481	1.6940459
2.75	72°01'01"	1.0649548	1.6722682
3.00	73°10'50"	1.0546395	1.6555548
3.25	74°12'37"	1.0466149	1.6443281
3.50	75°08'20"	1.0402441	1.6332362
3.75	75°58'02"	1.0350989	1.6234271
4.00	76°43'01"	1.0308827	1.6185005
4.25	77°23'58"	1.0273837	1.6134233
4.50	78°00'54"	1.0244476	1.6090079
4.75	78°35'09"	1.0219597	1.6070124
5.00	79°06'02"	1.0198331	1.6023044
5.25	79°31'14"	1.0180009	1.5992682
5.50	80°00'25"	1.0164112	1.5973291
5.75	80°24'35"	1.0150231	1.5934570
6.00	80°46'45"	1.0138038	1.5912461

Է. Լ. ԶԱՎԱՐՈՆ

ՇՈՒՄՏՎՈՒԹՅԱՆ ԻՐԱՆՈՒՄԻՆ, ԻՐԵՆԱՆՋՄԻ ՍՈՂՆԱԿԻ ԱՐԱՎՈՒԹՅԱՆ
ԷՔՍՏՐԵՄԱԼ ԱՐՁԵՔՆԵՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ

Ա մ փ ո ղ ո ս լ մ

Հոդվածում շարադրված է հարթ շուտովիկա-սողնակային մեխանիզմի սողնակի արագությունը էրատրեմալ արժեքների և տանող շուտովիկի համապատասխան դիրքերի որոշման անալիտիկ եղանակը: Առաջարկված եղանակը հարավորություն է ապրիս ցանկացած նշտությունը որոշել սողնակի արագության էրատրեմալ արժեքներին համապատասխանող դիրքերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Гриншпун М. И., Соколовский В. И. Станы холодной прокатки труб. Теория, расчет и конструирование. Изд. «Машиностроение», М., 1967.
2. Sicker K. Berechnung der Getriebehaben von Schubkurbeln und Kurbelschleifen für die Extremwerte des Übersetzungsverhältnisses. „Feinwerktechnik“, 1961, 70, №7.
3. Sicker K. Berechnung der Gelenkvierecks-Lagen für die Extremwerte des Übersetzungsverhältnisses. „Feinwerktechnik“, 1966, 70, № 2.
4. Лжюны Э. А. Максимальные скорости и ускорения шарнирно-рычажных механизмов. «Машиностроение», № 2, 1965.
5. Левицкий И. И. Кулачковые механизмы. Изд. «Машиностроение», М., 1964.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

М. Г. СТАКЯН, С. А. ГАСПАРЯН, С. Л. МАК

К ОЦЕНКЕ ЭФФЕКТА КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЯ ПРИ
 СТАЦИОНАРНОМ РЕЖИМЕ НАГРУЖЕНИЯ

Влияние концентрации напряжений при циклических испытаниях оценивается эффективным коэффициентом концентрации напряжений (ЭККН), равным отношению пределов выносливости гладких и надрезанных образцов:

$$K_{ЭКН} = \frac{\sigma_{rH}}{\sigma_{rHn}} \quad (1)$$

ЭККН — величина статистическая, так как пределы выносливости являются случайными величинами; если их представить в виде

$$\sigma_{rH} = \bar{\sigma}_r + uS_r = \bar{\sigma}_r(1 + uV_r), \quad (2)$$

то

$$K_{ЭКН} = \frac{\bar{\sigma}_r(1 + uV_r)}{\bar{\sigma}_{rH}(1 + uV_{rH})} = \bar{K}_n A_n, \quad (3)$$

где $\bar{\sigma}_r$ ($\bar{\sigma}_{rH}$) — среднеевероятностное значение σ_r (σ_{rH});

u — квантиль нормального распределения;

S_r (S_{rH}) — среднеквадратичное отклонение σ_r (σ_{rH});

V_r (V_{rH}) — вариационный коэффициент σ_r (σ_{rH});

\bar{K}_n — среднеевероятностное значение ЭККН;

A_n — вероятностный коэффициент.

Величина A_n отлична от единицы, так как V_r и V_{rH} на уровне длительных пределов выносливости меняются в интервале (0,02–0,15) [1]; при этом минимальные значения соответствуют надрезанным образцам. Так, например, при значениях $V_r = 0,15$, $V_{rH} = 0,03$ и вероятностях неразрушения $I(N) = (10 + 99,9)\%$ (соответственно $u = +1,24$; $-3,32$) $A_n = 1,14 \pm 0,56$. Такое возможное изменение A_n должно быть учтено в расчетах на прочность.

В связи с естественным разбросом данных циклических испытаний значения $K_{ЭКН}$ случайны во всем интервале долговечностей N и они могут быть определены при использовании уравнений кривых выносливости [1]:

$$\lg N_i = -(\bar{m}_{50} + uS_m)(\lg \sigma_i - \lg \sigma) + (\lg N + uS_N) \quad (4)$$

или

$$\lg N_i = C_a - m_a \lg z_i, \quad (5)$$

где

$$C_a = (\overline{m}_{30} + uS_m) \lg \bar{z} - (\lg \bar{N} - uS_{N_r}); \quad m_a = (\overline{m}_{30} + uS_m).$$

Здесь C_a , m_a — соответственно параметр и показатель наклона кривой выносливости при заданной вероятности неразрушения $U(N)$.

На рис. 1 представлен общий случай взаимного расположения кривых выносливости гладких и надрезанных образцов. Здесь переход от наклонной части кривой к горизонтальной аппроксимирован прямой линией до точки перегиба $N_0(N_{0k})$, соответствующей кривой с $U(N) = 50\%$. Полученные таким образом графики удовлетворительно согласуются с данными [1].

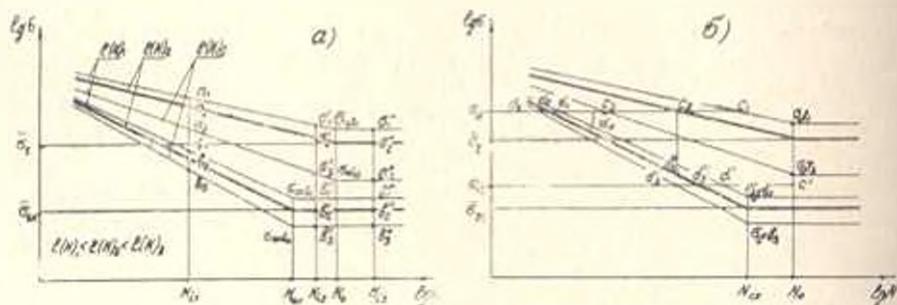


Рис. 1. К определению зависимостей:
а — $K_{30} = f(N, U(N))$; б — $K_{N_0} = f(z, U(N))$

В подавляющем большинстве случаев наблюдается неравенство $N_0 < N_{0k}$, поэтому для анализа значений K_{30} выделим следующие зоны долговечностей (рис. 1, а).

I зона — $N_i < N_{0k}$. При $N_{i1} = \text{const}$ $\lg K_{301} = a_1 b_1$, $\lg K_{302} = a_2 b_2$, $\lg K_{303} = a_3 b_3$, . . . Так как $\lg K_{30} = \lg z_{r_n} - \lg z_{r_{k_n}}$, то значения z_{r_n} и $z_{r_{k_n}}$ могут быть определены согласно (5):

$$\lg z_{r_n} = \frac{C_a - \lg N_i}{m_a}, \quad \lg z_{r_{k_n}} = \frac{C_{a_n} - \lg N_i}{m_{k_n}},$$

тогда

$$\lg K_{30} = \left| \frac{C_a}{m_a} - \frac{C_{a_n}}{m_{k_n}} \right| - \left| \frac{1}{m_{a_n}} - \frac{1}{m_a} \right| \lg N_i. \quad (6)$$

II зона — $N_{0k} \leq N_i \leq N_0$. При $N_{i2} = \text{const}$ $\lg K_{301} = a_1 b_1$, $\lg K_{302} = a_2 b_2$, $\lg K_{303} = a_3 b_3$, . . . Здесь

$$\lg z_{r_n} = \frac{C_a - \lg N_i}{m_a}, \quad \lg z_{r_{k_n}} = \frac{C_{a_n} - \lg N_{0k}}{m_{k_n}},$$

поэтому

$$\lg K_{30} = \left| \frac{C_a}{m_a} - \frac{C_{a_n} - \lg N_{0k}}{m_{k_n}} \right| - \frac{1}{m_a} \lg N_i. \quad (7)$$

III зона — $N_I > N_0$. При $N_{I3} = \text{const}$ $\lg K_{N_{I1}} = a_1^* b_1^*$, $\lg K_{N_{I2}} = a_2^* b_2^*$, $\lg K_{N_{I3}} = a_3^* b_3^*$...

$$\text{Тогда } \lg K_{N_{II}} = \left[\frac{C_n}{m_n} - \frac{C_{k_n}}{m_{k_n}} \right] + \left[\frac{\lg N_{0k}}{m_{k_n}} - \frac{\lg N_0}{m_n} \right]. \quad (8)$$

Для некоторых групп деталей и узлов машин, работающих в условиях перегрузок, расчет на долговечность часто является основным. Так как при этом, даже при незначительных изменениях уровня перенапряжений, значения N меняются в широких пределах, то представляется целесообразным производить оценку эффекта надрезов по долговечности

$$K_{N_n} = \frac{N_n}{N_{k_n}}, \quad (9)$$

где N_n , N_{k_n} — вероятностные значения циклических долговечностей гладких и надрезанных образцов при данном уровне σ .

Для анализа значений коэффициента K_{N_n} выделим следующие зоны перенапряжений (рис. 1,б).

I зона — $\sigma_I > \sigma_{rn}$. При $\sigma_{I1} = \text{const}$ $\lg K_{N_{I1}} = c_1 d_1$, $\lg K_{N_{I2}} = c_2 d_2$, $\lg K_{N_{I3}} = c_3 d_3$... Так как $\lg K_{N_n} = \lg N_n - \lg N_{k_n}$, то при использовании уравнения (5) получим:

$$\lg K_{N_{II}} = [C_n - C_{k_n}] - [m_n - m_{k_n}] \lg \sigma_I. \quad (10)$$

II зона — $\sigma_{rk_n} \leq \sigma_I \leq \sigma_{rn}$. При $\sigma_{I1} = \text{const}$ $\lg K_{N_{I1}} = c_1 d_1$, $\lg K_{N_{I2}} = c_2 d_2$, $\lg K_{N_{I3}} = c_3 d_3$... Так как $\lg N_n = C_n - m_n \lg \sigma_{rn}$, то

$$\lg K_{N_{II}} = [C_n - C_{k_n} - m_n \lg \sigma_{rn}] + m_{k_n} \lg \sigma_I. \quad (11)$$

Значения σ_I и N_I однозначно определяются лишь на наклонном участке кривых выносливости, поэтому при определении K_{N_n} следует ограничиться значениями N_n и N_{0k} (при $N_I > N_n$ K_{N_n} теряет свой смысл). Граничные значения K_{N_n} будут: $K_{N_n}^I = \frac{N_n}{N_{0k}}$ или

$$\lg K_{N_n}^I = [C_n - C_{k_n}] - [m_n \lg \sigma_{rn} - m_{k_n} \lg \sigma_{rk_n}]. \quad (12)$$

Связь между коэффициентами K_{N_n} и K_{σ_n} при значениях $\sigma_I > \sigma_{rn}$ можно записать следующим образом (рис. 1,б): $c_2 d_2 = c_2 d_2^* \text{ctg} \alpha_k$ или $\lg K_{N_{II}} - m_{k_n} \lg K_{\sigma_{II}}$, т. е.

$$K_{N_{II}} = K_{\sigma_{II}}^{m_{k_n}}. \quad (13)$$

При испытаниях в коррозионной среде, цветных металлов и сплавов, когда горизонтальный участок кривых выносливости отсутствует, а также для закаленных сталей, значения K_{N_n} и K_{σ_n} могут быть определены только зависимостями (6) и (10).

Изменение коэффициентов K_n и K_{N_n} связано с относительным расположением и размерами областей рассеяния N гладких и надрезанных образцов, которое обусловлено их размерами, геометрической

формой, материалом и видом нагружения. Если средневероятностные значения \bar{K}_z и \bar{K}_{Nz} зависят от \bar{m}_{50} и координат центров распределения $\lg z$, $\lg N$, то величина и характер изменения их дисперсий S_z^2 , S_{Nz}^2 определяются соотношением и интенсивностью изменения среднеквадратичных отклонений S_z и S_{Nz} .

Рассмотрим варианты изменения K_{z0} и K_{N0} в I зоне (табл. 1).

В большинстве случаев встречаются варианты 1 и 5. Среднеквадратичные отклонения напряжений и долговечностей могут вызвать постепенное сужение или расширение областей рассеяния K_{z0} и K_{N0} .

Во II зоне в связи со стабилизацией значений ε_{rk} и N_0 возможны изменения K_{z0} и K_{N0} только соответственно вариантам 4 и 5. Здесь наблюдается некоторое падение значений K_{z0} и уменьшение K_{N0} до

Таблица 1

№ п. п.	Расположение области рассеяния				Изменение коэффициентов K_{z0} и K_{N0}
	признак параллельности (m)	признак равенства S_z и S_{Nz}	признак взаимного расположения		
			$\lg z$	$\lg N$	
1	$m_0 \approx m_{zk}$	$S_z \approx S_{zk}$ $S_{Nz} \approx S_{Nzk}$	$\lg z > \lg z_k$	$\lg N > \lg N_k$	$K_{z0} \approx \text{const}$, не зависит от N и $l(N)$. $K_{N0} \approx \text{const}$, не зависит от z и $l(N)$.
2	$m_0 > m_{zk}$	$S_z \approx S_{zk}$ $S_{Nz} \approx S_{Nzk}$.	.	$K_{z0} = f(N)$, не зависит от $l(N) - S_{kz} \approx 0$. $K_{N0} = f(z)$, не зависит от $l(N) - S_{kN} \approx 0$.
3	$m_0 \approx m_{zk}$	$S_z \neq S_{zk}$ $S_{Nz} = S_{Nzk}$.	.	$K_{z0} = f[l(N)]$, не зависит от $N - S_{kz} \approx \text{const}$. $K_{N0} = f[l(N)]$, не зависит от $z - S_{kN} \approx \text{const}$.
4	$m_0 > m_{zk}$	$S_z \neq S_{zk}$ $S_{Nz} = S_{Nzk}$ уменьшение пропорциональное	.	.	$K_{z0} = f[N, l(N)]$, по $S_{kz} \approx \text{const}$. $K_{N0} = f[z, l(N)]$, по $S_{kN} \approx \text{const}$.
5	$m_0 > m_{zk}$	$S_z \neq S_{zk}$ $S_{Nz} \neq S_{Nzk}$.	.	$K_{z0} = f[N, l(N)]$, $S_{kz} \approx \text{var}$. $K_{N0} = f[z, l(N)]$, $S_{kN} \approx \text{var}$.

граничных значений K_{N0}^* . Характер рассеяния K_{z0} и K_{N0} в этой зоне, в основном, зависит от S_z и S_{Nz} .

В III зоне величина и рассеяние K_{z0} зависят от длительных пределов выносливости ε_{rk} и ε_{rku} и их вариационных коэффициентов V_z и $V_{z,k}$.

Для сравнительной оценки коэффициентов K_{z0} и K_{N0} использованы результаты исследований [2, 3], в которых варьируются материал, конструктивные формы и вид нагружения испытываемых образцов. Сопоставляются две серии испытаний:

серия А—испытание шпоночных соединений, сталь 45 в нормализованном состоянии $\sigma_0 = 673 \text{ Мн/м}^2$, $\sigma_1 = 419 \text{ Мн/м}^2$, совместный изгиб и статическое кручение, $D=20 \text{ мм}$, $r/D=0,05$, $\varnothing 20 \text{ А/П}$, 6 ПШ₂;

серия В—испытание вылов с радиально расположенным отверстием, сталь 40Х в состоянии поставки $\sigma_0 = 740 \text{ Мн/м}^2$, $\sigma_1 = 500 \text{ Мн/м}^2$, чистый изгиб, $D=25 \text{ мм}$, $d/D=0,15$.

Статистические параметры выносливости приведены в табл. 2.

Таблица 2

Серия	$\frac{\sigma_1}{\sigma_0}$	Констр. обрзцов	$\lg \bar{N}$	$\lg \bar{t}$	\bar{m}_L	S_m	S_N	$\bar{\sigma}_1$ Мн/м ²	$\lg N_0$
А	0,15	гладк.	5,3786	2,4615	10,3780	0,3745	0,0736	210,5	6,4054
		с конц. напряж.	5,6356	2,1844	3,8561	0,2906	0,0824	107,9	6,2193
В	0	гладк.	5,5645	2,5616	9,8700	1,4212	0,1836	295,0	6,4741
		с конц. напряж.	5,7200	2,4071	5,5510	0,3204	0,0651	195,0	6,2212

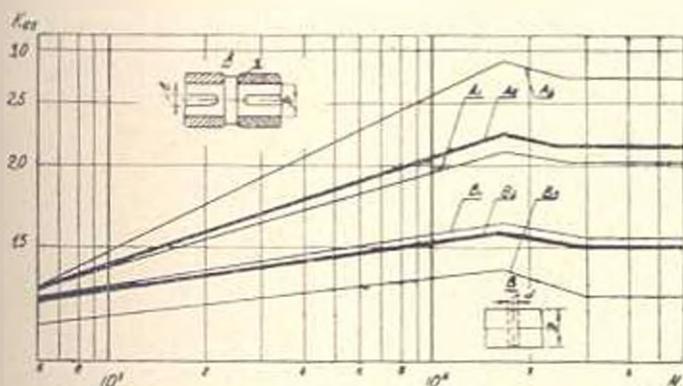


Рис. 2. Изменение K_{σ} в зависимости от N и $t(N)$ для серии испытаний А и В (здесь и на остальных рисунках линии A_1 , A_2 , A_3 и B_1 , B_2 , B_3 соответствуют $t(N)$ 10%, 50% и 99,9%)

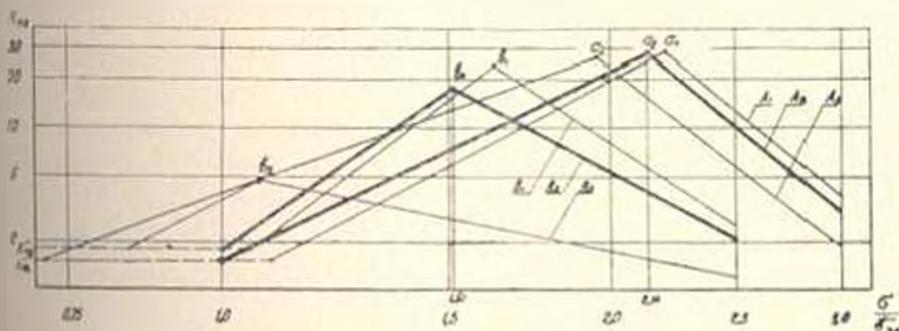


Рис. 3. Изменение K_{σ} в зависимости от σ_1/σ_0 и $t(N)$

На рис. 2 и 3 представлены зависимости $K_{\Sigma} = f[\sigma, I(N)]$ и $K_{\Sigma} = f[\sigma, I(N)]$; для удобства сопоставления последняя дана в координатах $\lg K_{\Sigma} - \lg \frac{\sigma}{\sigma_{FK}}$. Как видно, с увеличением концентрации напряжений области рассеяния K_{Σ} расширяются, увеличиваются K_{Σ} и происходит интенсивное изменение их величин.

Для серии А характерно сравнительное узкое поле рассеяния σ для гладких образцов и широкое поле σ для шпоночных соединений. Это является следствием влияния статических касательных напряжений на показатели рассеяния σ для первых и одновременного воздействия нескольких факторов (отклонения посадочных размеров соединения, механических свойства материала вала и втулки, особенностей распределения крутящего момента по длине шпопки и посадочной поверхности и т. п.) — для вторых. Поэтому при испытаниях соединений на всех уровнях долговечности наблюдается неравенство $S_{\Sigma} < S_{\Sigma h}$. Это приводит к тому, что при $I(N)_1 > I(N)_2$, $K_{\Sigma 1} > K_{\Sigma 2}$; величина и переменность дисперсии S_{Σ}^2 также значительны.

Для режима нагружения в конструктивных форм образцов серии В наблюдается обратная картина: здесь рассеяние σ для гладких образцов больше, чем для надрезанных, что объясняется заранее фиксированным местом разрушения (в зоне надреза) последних, приводящим к снижению показателей рассеяния σ . В этом случае $S_{\Sigma} > S_{\Sigma h}$, поэтому при $I(N)_1 > I(N)_2$, $K_{\Sigma 1} < K_{\Sigma 2}$. Изменение значений K_{Σ} и его дисперсии S_{Σ}^2 по всему интервалу долговечностей, по сравнению с серией А, происходит плавно.

Зависимость $K_{\Sigma} = f[\sigma, I(N)]$ имеет возрастающе-убывающий характер с максимальным значением $K_{\Sigma \max}$, соответствующим σ_{FK} (рис. 3, точки $a_1, a_2, a_3, b_1, b_2, b_3$); снизу она ограничена значением K_{Σ}^* , которое является постоянным для данной серии испытаний. Достижение значений $K_{\Sigma \max}$ и K_{Σ}^* происходит при разных уровнях перенапряжений σ/σ_{FK} . При острых концентраторах напряжений (серия А) K_{Σ} значительны и охватывают сравнительно большой интервал σ/σ_{FK} . При этом, в I зоне изменение K_{Σ} протекает интенсивнее, с более высоких уровней σ/σ_{FK} , но протяженность этой зоны, по сравнению с аналогичной для серии В, меньше.

На формирование поля разброса K_{Σ} в I зоне преобладающее влияние оказывают показатели рассеяния N гладких образцов, поэтому для серии А характерно узкое поле K_{Σ} с плавным изменением его дисперсии $S_{K_{\Sigma}}$, а для серии В — широкое поле K_{Σ} со значительной переменностью $S_{K_{\Sigma}}^2$. В связи с этим значения $K_{\Sigma \max}$ для серии А стабильны и распределены плотно, тогда как для серии В они изменяются в широких пределах и имеют большой разброс по уровням σ/σ_{FK} .

Для обеих серий в I зоне с увеличением $I(N)$ значения K_{Σ} падают, т. к. на высоких уровнях σ/σ_{FK} в подавляющем большинстве

случаев $S_N > S_{N_0}$. В зоне II, в связи с постоянством значения N_0 , разброс K_{N_0} , в основном, зависит от показателей рассеяния N надрезанных образцов. Поэтому для серии А наблюдается широкое поле K_{N_0} со значительным разбросом K_N^1 по нижним уровням перенапряжений. Дисперсия $S_{N_0}^2$ также переменна. В этой зоне при $I(N)_1 > I(N)_2$ $K_{N_0} < K_{N_0}$.

Значительное рассеяние коэффициентов K_{N_0} и K_{N_0} характерны для циклических испытаний, для которых расхождения между среднеквадратичными отклонениями S_1 , S_N и S_{N_0} , S_{N_0} значительны (испытание соединений). В связи с тем, что наблюдаемые в машиностроении случаи усталостного разрушения большей частью относятся к соединениям, вероятностный подход к коэффициентам K_{N_0} и K_{N_0} уточняет расчеты на прочность, долговечность и представляет определенный практический интерес.

ЕрIII им. К. Маркса

Поступило 11.1.1973.

II. Չ. ԱՍԱԿԱՆ, Ս. Զ. ՊԱՊԱՐԱՆ, Ս. Լ. ՄԱԻ

ԲԻՆՆՎԱՏՈՒԹՅԱՆ ԱՏԱՅԻՆԱՐ ԹԵԺՈՒ ԳԵՊՔՈՒՄ ԸԱՐՈՒՄՆԵՐԻ
ԿՈՆՑԵՆՏՐԱՑԻՍԻ ԷՖԵԿՏԻ ԳՆԱՀԱՏՈՒՆ ԾՈՒԲՋԸ

Ա. մ. փ. ո. փ. ո. մ.

Չույց է արվում, որ լարամանրի կոնցենտրացիայի էֆեկտիվ K_{N_0} գործակիցները հանգրվանում են համարական մեծություններ, որոնք կախված են չիկլերի N թվից և չբոյցարկելու $I(N)$ հավանականությունից: Լարամանրի կոնցենտրացիայի առկայության դեպքում ցիկլիկ երկարակեցություն նվազումը գնահատվում է K_{N_0} գործակիցով, որն իրենից ներկայացնում է սղորկ և կոնցենտրատորով փորձանմուշների N մեծությունների հարաբերությունը: K_{N_0} և K_{N_0} արժման համար աստղորկված են բանաձևեր:

Л И Т Е Р А Т У Р А

- 1 Шашин М. Я. Об оценке рассеивания значений циклической прочности. «Вестник машиностроения», № 2, 1965.
- 2 Մոկ Ս. Լ., Գասարյա Ս. Ա., Տոպոչ Մ. Բ. Исследование циклической прочности шпандочных соединений. Сб. «Материалы юбилейной научно-технической конференции, посвященной 50-летию ОИИ. Машиностроение и экономика», Одесса, изд. ОИИ, 1968.
- 3 Олейник Н. В., Сильвинский Н. А. Циклическая прочность и долговечность валов. Сб. «Надежность и долговечность машин и приборов», вып. 3, М., изд. ИИИМАИИ, 1966.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Т. А. ГОРОЯН

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПЕРИОДОВ СВОБОДНЫХ КОЛЕБАНИИ
 КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ С ГИБКИМИ НИЖНИМИ ЭТАЖАМИ

Для определения периодов первых трех тонов свободных колебаний каркасных зданий с абсолютно жесткими ригелями при числе этажей $n \leq 20$, равенстве масс (m), сосредоточенных в уровнях перекрытий, и жесткостей этажей (a) нами в [1] предложена формула:

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

где A_r и B_r — безразмерные коэффициенты, зависящие от тона колебания (r) и имеющие значения: $A_1 = 0,367$, $A_2 = 0,160$, $A_3 = 0,118$, $B_1 = 0,633$, $B_2 = 0,210$, $B_3 = 0,126$.

Далее, в [2] рассмотрены частотные уравнения зданий, у которых жесткость первого этажа отлична от равных между собой жесткостей остальных этажей, и в (1) внесен корректив, зависящий от тона колебания, числа этажей и отношения жесткостей первого и типового этажей.

В продолжение этих исследований, в данной статье рассматриваются свободные колебания каркасных зданий: а) с гибкими первым и вторым этажами, б) с гибким вторым этажом, — как случаи, часто встречающиеся на практике.

1. Здания с гибкими первым и вторым этажами при абсолютно жестких ригелях. Представляя, как и в [1], динамическую расчетную схему здания (рис. 1) в виде невесомого консольного бруса, несущего n сосредоточенных масс, дифференциальные уравнения движения масс имеют вид:

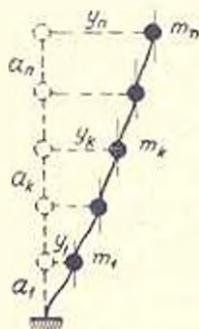


Рис. 1.

$$m_k y_k + a_k (y_k - y_{k-1}) - a_{k-1} (y_{k-1} - y_k) = 0, \quad (2)$$

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

Частным интегралом системы (2) является $y_k = C_k \sin p t$, и для определения неизвестных амплитуд C_k получается система однородных алгебраических уравнений:

$$-m_k p^2 C_k + a_k (C_k - C_{k-1}) - a_{k-1} (C_{k-1} - C_k) = 0, \quad (3)$$

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

где p — круговая частота свободных колебаний; m_k — масса, сосредоточенная в уровне перекрытия

k -го этажа; a_k — жесткость k -го этажа (сила, вызывающая единичное горизонтальное смещение этажа).

Рассмотрим систему (3) для зданий, у которых жесткости первого и второго этажей равны друг другу, но отличны от равных между собой жесткостей остальных этажей. При $a_1 = a_2 = \alpha a$ ($\alpha < 1$), $a_3 = a_4 = \dots = a_n = a$ и равенстве масс ($m_1 = m_2 = \dots = m_n = m$) характеристический определитель матрицы системы (3) будет:

$$\Delta_n(\alpha, \lambda) = \begin{vmatrix} 2\alpha - \lambda & & -\alpha & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ -\alpha & \alpha + 1 - \lambda & -1 & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & & -1 & 2 - \lambda & -1 & 0 & \dots & 0 \\ \dots & \dots \\ \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & 0 & -1 & 2 - \lambda & & -1 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & -1 & 1 - \lambda & \end{vmatrix} \quad (4)$$

где $\lambda = m\mu^2/a$.

Для (4) имеет место рекуррентное соотношение

$$\Delta_n(\alpha, \lambda) = (\lambda^2 - \lambda(3\alpha + 1) + 2\alpha + a^2) \Delta_{n-1}^*(\lambda) - (2\alpha - \lambda) \Delta_{n-1}(\lambda), \quad (5)$$

($n = 3, 4, \dots$)

где $\Delta_{n-1}^*(\lambda)$ и $\Delta_{n-1}(\lambda)$ — соответственно характеристические определители матрицы системы (3) для зданий с $(n-2)$ и $(n-3)$ степенями свободы при $\alpha=1$, причем, $\Delta_2^*(\lambda) = 1$.

Очевидно, что частотное уравнение будет соответствовать условию $\Delta_n(\alpha, \lambda) = 0$. Используя (5), развернуты частотные уравнения для зданий высотой до 16 этажей. Для некоторых значений n они имеют вид

$$\begin{aligned} n=4 & \quad \lambda^4 - (3\alpha + 1)\lambda^3 + (\alpha^2 + 11\alpha + 3)\lambda^2 - (3\alpha^2 + 7\alpha)\lambda + \alpha^2 = 0; \\ n=5 & \quad -\lambda^5 + (3\alpha + 6)\lambda^4 - (\alpha^2 + 17\alpha + 10)\lambda^3 + (5\alpha^2 + 26\alpha + 4)\lambda^2 - \\ & \quad - (6\alpha^2 + 9\alpha)\lambda + \alpha^2 = 0; \\ & \quad \vdots \\ n=10 & \quad \lambda^{10} - (3\alpha + 16)\lambda^9 + (\alpha^2 + 47\alpha + 105)\lambda^8 - (15\alpha^2 + 301\alpha + 364)\lambda^7 + \\ & \quad + (91\alpha^2 + 1014\alpha + 715)\lambda^6 - (286\alpha^2 + 1925\alpha + 792)\lambda^5 + \\ & \quad + (495\alpha^2 + 2046\alpha + 462)\lambda^4 - (462\alpha^2 + 1134\alpha + 120)\lambda^3 + \\ & \quad + (210\alpha^2 + 276\alpha + 9)\lambda^2 - (36\alpha^2 + 19\alpha)\lambda + \alpha^2 = 0; \\ & \quad \vdots \end{aligned}$$

На ЭВМ с точностью в 10^{-3} вычислены величины первых трех низших корней частотных уравнений систем с $n=5 \div 16$ степенями свободы при $\alpha=0,15; 0,30; 0,60; 1,00$.

Результаты машинных вычислений позволяют внести в формулу (1) корректив, связанный с жесткостями первого и второго этажей, и она представляется в виде:

$$T_r = 2\pi \gamma_r (A_r + nB_r) \sqrt{m/a}, \quad (6)$$

где $\gamma_r(\lambda, n) = T_r/T_r^* = \sqrt{1 + \beta_r}$ — коэффициент, представляющий собой частное периодов свободных колебаний при $a_1 = a_2 = \dots = a_n = a$ (λ^* — корни частотного уравнения при $\lambda = 1$).

Значения коэффициента $\gamma_r(\lambda, n)$ для первых трех тонов свободных колебаний при отмеченных значениях λ приведены в табл. 1.

Таблица 1
Значения коэффициента γ_r для зданий с гибкими первым и вторым этажами

Число этажей (n)	Форма колебаний	Коэффициент γ_r при значениях λ			Число этажей (n)	Форма колебаний	Коэффициент γ_r при значениях λ		
		0.15	0.3	0.6			0.15	0.3	0.6
5	I	2.21	1.61	1.20	11	I	1.76	1.36	1.11
	II	1.55	1.23	1.08		II	1.26	1.18	1.08
	III	1.69	1.41	1.13		III	1.26	1.10	1.05
6	I	2.10	1.55	1.18	12	I	1.70	1.33	1.10
	II	1.41	1.19	1.08		II	1.26	1.18	1.08
	III	1.61	1.35	1.09		III	1.17	1.10	1.05
7	I	2.01	1.50	1.16	13	I	1.67	1.31	1.09
	II	1.31	1.18	1.08		II	1.26	1.17	1.07
	III	1.59	1.26	1.09		III	1.17	1.10	1.05
8	I	1.93	1.45	1.14	14	I	1.64	1.29	1.09
	II	1.27	1.18	1.08		II	1.26	1.17	1.07
	III	1.51	1.19	1.06		III	1.16	1.10	1.05
9	I	1.87	1.41	1.13	15	I	1.61	1.28	1.08
	II	1.26	1.18	1.08		II	1.25	1.17	1.07
	III	1.42	1.14	1.06		III	1.15	1.10	1.05
10	I	1.81	1.38	1.12	16	I	1.58	1.26	1.08
	II	1.26	1.18	1.08		II	1.25	1.17	1.07
	III	1.33	1.12	1.05		III	1.14	1.10	1.05

2. Здания с гибким вторым этажом при абсолютно жестких ригелях. При $a_2 = \lambda a$, $a_1 = a_3 = a_4 = \dots = a_n = a$ и равенстве поэтажных масс, характеристический определитель матрицы системы (3) будет:

$$\Delta_n(\lambda, \lambda) = \begin{vmatrix} 1+\lambda-\lambda & & -\lambda & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ & -\lambda & 1+\lambda-\lambda & -1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ & 0 & & -1 & 2-\lambda & -1 & 0 & \dots & 0 \\ \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & \dots & 0 & -1 & 2-\lambda & & -1 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & -1 & 1-\lambda & \end{vmatrix} \quad (7)$$

Для (7) имеет место рекуррентное соотношение

$$\Delta_n(\alpha, \beta) = [\alpha^2 - 2\beta(\alpha - 1) + 2\alpha - 1] \Delta_{n-2}^*(\alpha) - (1 + \alpha - \beta) \Delta_{n-3}^*(\alpha), \quad (8)$$

где $\Delta_{n-2}^*(\alpha)$ и $\Delta_{n-3}^*(\alpha)$ — те же выражения, что и в (5).

Пользуясь (8), развернуты частотные уравнения для зданий высотой до 16 этажей. Для некоторых значений n они имеют вид:

$$n=4 \quad \alpha^4 - (2\alpha + 5)\alpha^3 + (17 + 8\alpha)\alpha^2 - (3 + 7\alpha)\alpha + 2 = 0;$$

$$n=5 \quad \alpha^5 - (2\alpha + 7)\alpha^4 - (16 + 12\alpha)\alpha^3 + (14 + 21\alpha)\alpha^2 - (4 + 11\alpha)\alpha + 2 = 0;$$

$$n=10 \quad \alpha^{10} - (2\alpha + 17)\alpha^9 + (121 + 32\alpha)\alpha^8 - (469 + 211\alpha)\alpha^7 + (1079 + 741\alpha)\alpha^6 - (1507 + 1496\alpha)\alpha^5 - (1254 + 1749\alpha)\alpha^4 - (582 + 1134\alpha)\alpha^3 + (129 + 366\alpha)\alpha^2 - (9 + 46\alpha)\alpha + 2 = 0;$$

Таблица 2

Значения коэффициента γ_r для зданий с гибким вторым этажом

Число этажей (n)	Форма колебаний	Коэффициент γ_r при значениях α			Число этажей (n)	Форма колебаний	Коэффициент γ_r при значениях α		
		0.15	0.3	0.6			0.15	0.3	0.6
5	I	1.67	1.32	1.10	11	I	1.41	1.18	1.05
	II	1.05	1.03	1.01		II	1.17	1.10	1.04
	III	1.21	1.14	1.04		III	1.05	1.04	1.01
6	I	1.61	1.28	1.09	12	I	1.39	1.17	1.05
	II	1.09	1.05	1.02		II	1.17	1.10	1.04
	III	1.06	1.03	1.01		III	1.06	1.05	1.02
7	I	1.56	1.26	1.06	13	I	1.37	1.16	1.05
	II	1.12	1.07	1.03		II	1.17	1.10	1.04
	III	1.00	1.00	1.00		III	1.07	1.05	1.03
8	I	1.52	1.23	1.07	14	I	1.35	1.15	1.05
	II	1.14	1.08	1.04		II	1.17	1.10	1.01
	III	1.01	1.01	1.00		III	1.06	1.05	1.03
9	I	1.48	1.21	1.06	15	I	1.33	1.14	1.04
	II	1.15	1.09	1.03		II	1.17	1.10	1.03
	III	1.03	1.02	1.01		III	1.08	1.05	1.03
10	I	1.44	1.20	1.06	16	I	1.31	1.13	1.04
	II	1.16	1.10	1.04		II	1.17	1.09	1.03
	III	1.04	1.03	1.01		III	1.09	1.05	1.03

С точностью в 10^{-2} на ЭВМ вычислены первых трех низших корней частотных уравнений при $n=5-16$ и $\tau=0,15; 0,30; 0,60; 1,00$ и, поступая аналогично предыдущему случаю, определены значения коэффициента $\gamma_r(\tau, n)$ формулы (6), которые приведены в табл. 2.

Таким образом, пользуясь формулой (6) и данными таблиц 1 и 2, можно определить периоды первых трех тонов свободных колебаний многоэтажных каркасных зданий: а) с гибкими первым и вторым этажами; б) с гибким вторым этажом, — при абсолютно жестких ригелях.

ЕрПИ им. К. Маркса

Поступило 20.IV. 1973.

Տ. Ա. ԳՈՐՈՅԱՆ

ՃԿՈՒՆ ԵՆՐԲԵՎԻ ՀԱՐԿԵՐՈՎ ԿԱՐԿԱՍԱՅԻՆ ՇԵՆՔԵՐԻ ԱԶԱՏ
ՏԱՏԱՆՈՒՄՆԵՐԻ ՊԱՐԵՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԲՐՈՇՄԱՆ ՎԵՐԱՐԵՐԱՎ

Ս. մ փ ո փ ո ս մ

Բացարձակ կոշտ պարզունակներով բազմահարկ կարկասային շենքերի հաճախությունների հախտարումների վերլուծության հիման վրա այդպիսի շենքերի ազատ առանումների առաջին երեք տոների պարբերությունները որոշելու համար առաջարկված է (6) բանաձևը և որված են նրա մեջ մտնող γ_r գործակցի արժեքները մինչև 16 հարկ բարձրության շենքերի համար, երբ
ա) ճկուն են առաջին և երկրորդ հարկերը,
բ) ճկուն է միայն երկրորդ հարկը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

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. Гороян Т. А., Хачиян Э. Е. К определению периодов и форм свободных колебаний многоэтажных каркасных зданий. «Известия АН Арм. ССР (серия Т. Н.)» т. XXIII, № 5, 1970.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

А. Т. ЧУБАРЯН

К МЕТОДИКЕ ИЗМЕРЕНИЯ МОДУЛЯЦИИ НАПРЯЖЕНИЯ
 В АВТОНОМНЫХ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

Настоящая статья посвящена вопросам обоснования методики измерения глубины модуляции напряжения в автономных электроэнергетических системах (ЭЭС). В амплитудно-модулированном колебании (АМК) амплитуда несущей $U_m(t)$ меняется по определенному закону $e(t)$ относительно некоторого среднего уровня U_{cp} . Аналитическое выражение мгновенного значения АМК представляется в виде

$$u(t) = |U_{cp} + e(t)| \cos(\omega_0 t + \varphi_0), \quad (1)$$

где ω_0 — несущая частота; φ_0 — начальная фаза несущей.

При простом АМК $e(t)$ является гармоническим колебанием с частотой $\Omega \ll \omega_0$ и начальной фазой ψ_0 . Простое АМК может быть представлено в виде суммы трех гармонических колебаний — одного с несущей частотой ω_0 и двух боковых с частотами $\omega_0 + \Omega$ и $\omega_0 - \Omega$ [1], т. е.

$$\begin{aligned} u(t) &= |U_{cp} + \Delta U_m \cos(\Omega t + \psi_0)| \cos(\omega_0 t + \varphi_0) = \\ &= U_{cp} \cos(\omega_0 t + \varphi_0) + \frac{M U_{cp}}{2} \cos[(\omega_0 + \Omega)t + \varphi_0 + \psi_0] + \\ &\quad + \frac{M U_{cp}}{2} \cos[(\omega_0 - \Omega)t + \varphi_0 - \psi_0], \end{aligned} \quad (2)$$

где $M = \Delta U_m / U_{cp}$ — коэффициент модуляции.

Среднее квадратичное простого АМК за период огибающей $2\pi/\Omega$ составляет:

$$U = \frac{U_{cp}}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \frac{M^2}{2}}. \quad (3)$$

Если модулирующее колебание $e(t)$ содержит несколько гармонических составляющих и представляется рядом, то имеем сложное модулированное колебание [1]:

$$u(t) = |U_{cp} + \sum_{k=1}^N \Delta U_{mk} \cos(\Omega_k t + \psi_k)| \cos(\omega_0 t + \varphi_0) =$$

$$\begin{aligned}
 &= U_{cp} \cos(\omega_0 t + \varphi_0) + \sum_{k=1}^N \frac{M_k U_{cp}}{2} \cos[(\omega_0 + \Omega_k)t + \varphi_0 + \psi_k] + \\
 &+ \sum_{k=1}^N \frac{M_k U_{cp}}{2} \cos[(\omega_0 - \Omega_k)t + \varphi_0 - \psi_k].
 \end{aligned} \quad (4)$$

где $M_k = \Delta U_{mh} / U_{cp}$ — парциальные (частичные) коэффициенты модуляции.

В случае сложно-модулированных колебаний действующее значение напряжения равно:

$$U = \frac{U_{cp}}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \frac{M_1^2 + M_2^2 + \dots + M_N^2}{2}}. \quad (5)$$

Сопоставляя (3) и (5), запишем эффективную глубину модуляции сложного АМК в виде

$$M_{эфф} = \sqrt{M_1^2 + M_2^2 + \dots + M_N^2}. \quad (6)$$

Сложное АМК может быть охарактеризовано также максимальной глубиной модуляции, определяемой как

$$M_{max} = \frac{U_{max} - U_{min}}{U_{max} + U_{min}}, \quad (7)$$

где U_{max} и U_{min} — соответственно максимальная и минимальная амплитуды за период $2\pi/\Omega$ модулирующего колебания.

Рассмотрим сложное АМК с искаженной несущей, в котором как модулирующее, так и несущее колебания могут быть сложными периодическими функциями времени. В этом случае АМК состоит из отдельных высокочастотных гармоник, модулированных по амплитуде, т. е.

$$u(t) = \left[1 + \sum_{k=1}^N M_k \cos(k\Omega t + \psi_k) \right] \sum_{n=1}^{\infty} U_{ncp} \cos(n\omega_0 t + \varphi_n). \quad (8)$$

Здесь U_{ncp} — средняя амплитуда гармонической составляющей несущего напряжения, имеющей частоту $n\omega_0$ и начальную фазу φ_n ; M_k — парциальные коэффициенты модуляции, соответствующие составляющим модулирующего колебания, изменяющимся с частотой $k\Omega$ и имеющим начальную фазу ψ_k . Закон модуляции принят одинаковым для всех гармоник несущей.

Преобразуем АМК (8) к виду, обосновывающему методику измерения модуляции при несущей, искаженной высокочастотными составляющими. Для этого заменим несинусоидальное несущее колебание эквивалентной синусоидой. Тогда можно считать, что модулирующее колебание относится к амплитуде эквивалентной синусоиды и относительно нее определять глубину модуляции. При этом АМК сводится к виду (рассмотренному ранее)

$$u(t) = \sqrt{2} U_{эфф} \left[1 + \sum_{k=1}^N M_k \cos(\Omega_k t + \psi_k) \right] \cos \omega_0 t, \quad (9)$$

где $\sqrt{2} U_{\text{эфф}} = U_{\text{эфф,ис}}$ — средняя амплитуда синусоиды, которая эквивалентна по действующему значению несущей.

Это позволяет обобщить понятие амплитудной модуляции и под модулирующей функцией понимать не огибающую верхушек синусоид (как частный случай при неискаженной несущей), а и более общем случае, — огибающую действующих значений каждого периода несущей. Поэтому под пиковым значением коэффициента амплитудной модуляции, в общем случае, необходимо понимать степень отличия максимальной и минимальной действующих значений (средних квадратичных за период несущей $2\pi/\omega_0$) от некоторого среднего значения в течение периода модулирующего колебания $2\pi/\Omega$. Однако, чтобы применить это определение на практике, необходим датчик, который непрерывно определял бы среднее квадратичное значение функции в каждом периоде несущей, что осложняет анализ модуляции.

В сетях автономных ЭЭС коэффициент искажения формы кривой напряжения k_f ограничен нормами. Действующее значение первой гармоники несущей U_1 при максимальных искажениях ($k_f = 10\%$) составляет

$$U_1 = \frac{U_{\text{эфф,ис}}}{\sqrt{1 + \left(\frac{k_f}{100}\right)^2}} = 0,993 U_{\text{эфф,ис}}.$$

Столь незначительное отличие первой гармоники несущей от действующего значения напряжения даст основание представить (9) в виде

$$u(t) = U_{\text{эф}} [1 + \sum_{k=1}^N M_k \cos(\Omega_k t + \psi_k)] \cos(\omega_0 t + \varphi_0). \quad (10)$$

Таким образом, в случае несущей, искаженной высокочастотными составляющими, глубину модуляции напряжения можно достаточно точно определять по форме ее основной гармоники, выделенной фильтром низких частот.

Такой же вывод можно сделать и в том случае, когда закон модуляции неодинаков для каждой гармоники несущей. Пусть

$$u(t) = \sum_{k=1}^N U_{k\text{эф}} [1 + M_k \cos(\Omega_k t + \psi_k)] \cos(k\omega_0 t + \varphi_k), \quad (11)$$

где $M_k = \Delta U_{mk} / U_{k\text{эф}}$ — коэффициент модуляции k -ой гармоники несущей. Действующее значение АМК составляет:

$$U = U_{\text{эфф,ис}} \sqrt{\frac{1 + (k_{m1} M_1)^2 + (k_{m2} M_2)^2 + \dots + (k_{mN} M_N)^2}{2}}, \quad (12)$$

где

$$k_{mn} = \frac{U_{n\text{эф}}}{\sqrt{2} U_{\text{эфф,ис}}}.$$

Эффективное значение глубины модуляции для АМК вида (11) равно:

$$M_{\text{эф}} = \sqrt{(k_{u1}M_1)^2 + (k_{u2}M_2)^2 + \dots + (k_{un}M_n)^2}. \quad (13)$$

При $k_f \approx 10\%$ можно считать, что

$$U = \frac{U_{\text{нр}}}{\sqrt{2}} \left[1 + \frac{M^2}{2} \right], \quad M_{\text{эф}} \approx M_1. \quad (14)$$

Рассмотренные выше формы АМК с искаженной несущей возникают в ЭЭС при совместной работе поршневого компрессора и нелинейной нагрузки типа полупроводниковый выпрямитель—активно-индуктивная нагрузка.

Наиболее сложной формы искажения напряжения сети возникают при работе в качестве нагрузки статического преобразования частоты без звена постоянного тока, применяемого для частотного управления асинхронным двигателем [2]. Кривая выходного напряжения преобразователя формируется из отрезков синусоид питающего напряжения циклическим изменением угла открытия тиристорov. Вследствие этого, кривая тока, потребляемого преобразователем, состоит из множества гармонических колебаний, модулированных по амплитуде и фазе с частотой вторичного напряжения. Как было показано выше, глубину амплитудной модуляции при уровне искажений $k_f \leq 10\%$ можно определить по форме основной гармоники несущей, выделенной фильтром низких частот. Однако, в отличие от ранее рассмотренных модулированных колебаний, в этом случае основная гармоника напряжения сети подвергается смешанной модуляции—амплитудной и фазовой.

Пусть амплитуда и фаза модулируются одновременно по законам:

$$U(t) = U_{\text{нр}}(1 + M \cos \Omega t); \quad (15)$$

$$\varphi(t) = \varphi_0 + m \cos(\Omega t + \Phi),$$

где m —индекс модуляции, численно равный максимальному отклонению фазы высокочастотных колебаний от среднего значения φ_0 .

Уравнение модулированного напряжения с учетом выражения (15) принимает вид

$$u(t) = U_{\text{нр}}(1 + M \cos \Omega t) \cos[\omega_0 t + \varphi_0 + m \cos(\Omega t + \Phi)]. \quad (16)$$

В [1] показано, что выражение (16) после преобразований можно привести к следующему виду:

$$\begin{aligned} u(t) = & U_{\text{нр}} I_0(m) \cos(\omega_0 t + \varphi_0) + \\ & + U_{\text{нр}} \sum_{l=1}^{\infty} I_l(m) \left(1 + \frac{lM}{m} \right) \cos[(\omega_0 + l\Omega)t + \varphi_0 - l\Phi] + \\ & + (-1)^l U_{\text{нр}} \sum_{l=1}^{\infty} I_l(m) \left(1 - \frac{lM}{m} \right) \cos[(\omega_0 - l\Omega)t + \varphi_0 - l\Phi], \end{aligned} \quad (17)$$

где $I_l(m)$ —функция Бесселя первого рода l -го порядка от аргумента m .

Из выражения (17) видно, что при смешанной модуляции помимо несущей в кривой напряжения имеется множество гармоник с комбина-

ционными частотами $\omega_0 \pm \Omega$. Однако, если индекс модуляции $m \leq 0,5$, то в ряде (17) можно учитывать лишь по одной верхней и нижней боковой составляющей, так как $I_{1cp}I_2(m)$ и $I_{1cp}I_3(m)$ становятся весьма малыми [$I_1(0,5) = 0,2423$; $I_2(0,5) = 0,0307$; $I_3(0,5) = 0,0026$].

Известно, что фазовая модуляция не вызывает изменений эффективного значения колебания [3]. Следовательно, эффективное значение колебания вида (17) при смешанной модуляции зависит только от амплитудной модуляции и определяется выражением (3).

Определим эффективное значение колебания (17), в котором кроме несущей учтем лишь по одной верхней и нижней боковой составляющей

$$U^* = \frac{U_{1cp}}{\sqrt{2}} \sqrt{I_0^2(m) + 2I_1^2(m) + \left| \frac{2I_1(m)}{m} \right|^2 \frac{M^2}{2}} \quad (18)$$

Между функциями Бесселя различных порядков существуют соотношения [3], которые для значений $m \leq 0,5$ записываются следующим образом:

$$I_0^2(m) + 2I_1^2(m) \approx 1,0; \quad (19)$$

$$\frac{2I_1(m)}{m} = I_0(m) + I_2(m) \approx 1,0.$$

С учетом (19) выражение (18) для малых m соответствует формуле (3). Покажем это на примере преобразователя частоты, технические данные которого приведены в [2] и в котором наблюдалась фазовая модуляция с индексом $m = 0,3$. Подставляя в (18) значение функции Бесселя для $m = 0,3$, получим:

$$U^* = \frac{U_{1cp}}{\sqrt{2}} \sqrt{0,9996 + 0,9887 \frac{M^2}{2}}.$$

Сравнение полученного результата с формулой (3) показывает, что пренебрежение боковыми составляющими более высокого порядка при индексе фазовой модуляции $m \leq 0,5$ приводит при определении эффективной глубины амплитудной модуляции к незначительным ошибкам. Относительная погрешность обусловлена приближенностью соотношения $\frac{I_1(m)}{m} \approx \frac{1}{2}$ и составляет порядка 1%.

К такому же выводу можно было прийти, считая, что при малых m $I_0(m) \approx 1$ и $I_2(m) \approx \frac{m^2}{2}$. Тогда из (17) получается простое амплитудно-модулированное колебание

$$u(t) = U_{1cp} \cos(\omega_0 t + \varphi_0) + \frac{U_{1cp} M}{2} \cos[(\omega_0 + \Omega)t + \varphi_0 + \Phi] + \\ + \frac{U_{1cp} M}{2} \cos[(\omega_0 - \Omega)t + \varphi_0 - \Phi].$$

Таким образом, в общем случае амплитудную модуляцию в ЭЭС можно характеризовать пиковым значением глубины модуляции M_{max} , парциальными коэффициентами M_k и эффективным значением M_{eff} . Эти параметры можно определить с помощью специальной измерительной аппаратуры (модулометр, датчик амплитудной модуляции), либо осциллографическим методом. Общим для всех схем измерения, помимо необходимой фильтрации основной гармоники несущей, является выделение конденсационным методом «верхушек» синусоида исследуемого напряжения, что обусловлено малой глубиной модуляции напряжения сети ($M < 2,0 - 3,0\%$). Анализ характеристик модулометров, предназначенных для измерения малых глубин модуляции [4, 5], показывает, что они позволяют измерять только пиковое значение глубины модуляции. Хотя действующими нормами оговорено лишь пиковое значение глубины модуляции, но исследованиями показано, что на работу потребителей влияет не только глубина, но и частота модуляции. Возникающая в связи с этим задача спектрального анализа модуляции может быть решена с помощью соответствующего низкочастотного анализатора спектра (например, типа FSP-80), на вход которого подается сигнал от датчика, выделяющего огибающую модулированного напряжения. В настоящее время в большинстве практических случаев определение коэффициентов модуляции производится по осциллограммам, снятым на шлейфовом осциллографе. Схема осциллографирования проста и аналогична приведенной в [6].

Вывод. В автономной ЭЭС, несмотря на многообразие форм АМК и их отличительные особенности, связанные с высокочастотными искажениями несущей, глубину амплитудной модуляции с достаточной точностью можно определять с помощью специальной аппаратуры и осциллографическими методами по форме основной гармоники несущей, выделенной фильтром низких частот.

Поступило 9.II. 1973.

Ա. Տ. ՉՈՒԱՐՅԱՆ

ԱՎՏՈՆՈՒՄ ԷԼԵԿՏՐՈՆԻԿԵՍԻՒՄ ՄԻՍՏՈՄՆԵՐՈՒՄ ԴԱՐՄԱՆ ԱՌԴՈՒՂՅԱՑԻԱՅԻ ՉԱՓՈՒՆ ԱՆՔՈՒԿԻԱՅԻ ՇՈՒՐՁԸ

Ա. մ փ ո փ ո ս մ

Գիտված են շարժան ամպլիտուդային մոդուլյացիայի ձևերը, որոնք բնորոշ են իրենց կազմի մեջ բարձրագույն բևեռվածություններ և ստատիկ կերպով սխիզմներ ունեցող ավտոնոմ էլեկտրաէներգետիկ սխեմաներին: Ցույց է տրված, որ բարձր հաճախականության հարմոնիկաներով աղավաղված կրող ղեկորում մոդուլյացիայի խորությանը կարելի է բավարարել ճշտությանը որոշել բաց կրողի հիմնական հարմոնիկայի ձևի:

ЛИТЕРАТУРА

1. Гоноровский И. С. Радиотехнические цепи и сигналы. Изд. «Советское радио», 1964.
2. Барнштейн И. Я. Тиристорные преобразователи частоты без звена постоянного тока. Бюлл. по автоматике, изд. «Энергия», 1968.
3. Картылюк Г. Частотная модуляция. Изд. «Меридиан», Бухарест, 1964.
4. Барсуков И. А., Зеличенко Э. И. Измерение модуляции напряжения генераторов и преобразователей. «Вестник электропромышленности», № 5, 1963.
5. Золиков А. И., Микляев М. С., Семиков А. П., Чубарин А. Т. Прибор для измерения максимальной флуктуации амплитуды напряжения несущей частоты модулированного колебания. Авт. свид. 332385, Бюлл. изобр. № 10, 1972.
6. Немец Т. М., Никольский А. И. Применение стабилизирующих схем линии скольжения при экспериментальных исследованиях гидрогенераторов. «Электрические станции», № 9, 1972.

ЭНЕРГЕТИКА

Д. М. БАБАЯН

МЕТОДИКА ПОСТРОЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ
 МНОГОСТУПЕНЧАТЫХ ТЭС

К многоступенчатым ТЭС относятся тепловые электростанции двух и более ступеней давления, каждая из которых объединяет определенную группу котлов и турбины общим паропроводом острого пара. Оптимизация режима многоступенчатых ТЭС представляет собой наиболее сложную внутростанционную задачу, основная трудность которой заключается в невозможности построения оптимальных режимов турбинной группы станции независимо от котельной, как это имеет место в подавляющем большинстве одноступенчатых ТЭС.

Постановка задачи. Рассматривается конкретная схема ТЭС с двумя ступенями давления (рис. 1). Часть высокого давления состоит из трех котлов и предвключенной турбины. Часть среднего давления из пяти котлов, семи теплофикационных и конденсационных турбин.

Необходимо заданные электрическую и тепловую нагрузки различных параметров распределить между агрегатами ТЭС так, чтобы суммарный расход топлива по станции был бы минимальным.

Для заданного состава оборудования необходимо минимизировать функцию

$$\Phi(X) = B(x_1, \dots, x_n, Q_1), \quad (1)$$

где $Q_1 = F(x_1, \dots, x_{20})$,

по x_1, \dots, x_{20} при ограничениях:

$$\sum_{i=1}^5 x_i = Q_{17} - Q_{11}^*, \quad \sum_{i=17}^{18} x_i = Q^1; \quad (2)$$

$$\sum_{i=6}^8 x_i = Q_{11}^* ; \quad \sum_{i=19}^{20} x_i = Q_{12}^0 ;$$

$$\sum_{i=9}^{10} x_i = X_2 ; \quad x_i^0 \leq x_i \leq x_i^* ,$$

где индексом 0 обозначены минимальные значения переменных, а через * — максимальные:

x_i — тепловая нагрузка котлов среднего давления ($i = 1, 2, \dots, 5$);

x_i — тепловая нагрузка котлов высокого давления ($i = 6, 7, 8$);

x_i — активная мощность турбины ($i = 9, 10, \dots, 16$);

- x_i — тепловая нагрузка I отбора ($i = 17, 18$);
 x_i — тепловая нагрузка II отбора ($i = 19, 20$);
 $Q_{ср}$ — суммарный расход тепла турбинами среднего давления;
 $Q_{пр}^I$ — тепло отработанного пара предвключенной турбины;
 $Q_{пр}^{II}$ — расход тепла на предвключенную турбину;
 $X_э$ — заданная на станцию электрическая нагрузка;
 $Q_{ср}^I$ — заданная на станцию тепловая нагрузка по I коллектору;
 $Q_{ср}^{II}$ — заданная на станцию тепловая нагрузка по II коллектору;
 $Q_к$ — нагрузка котлов, равная расходу тепла на турбины.

Решение поставленной задачи осуществляется с помощью поэтапного эквивалентирования группы котлов и турбин отдельных ступеней давления, с построением расчетных эквивалентных характеристик каждой из них.

Надо отметить, что процессе эквивалентирования представляет собой построение оптимальных режимов группы котлов и турбин одной ступени давления при заданных ограничениях на переменные во всем диапазоне изменения нагрузок от минимума до максимума.

В результате эквивалентирования каждая группа агрегатов представляется в виде одного эквивалентного котла или турбины со своей расчетной характеристикой; поскольку это построение производится на основе решения локальной оптимизационной задачи, то вполне естественно, что, при любой заданной нагрузке на группу, все, входящие в ее состав агрегаты, будут работать так, чтобы обеспечить наилучший режим в целом по группе.

Такой подход позволяет преобразовать тепловую схему многоступенчатой ТЭС любой сложности в ее наиболее простую форму, которая и принимается за основу в дальнейших расчетах по построению оптимального режима работы станции в целом.

Из сказанного следует, что минимизация функции (1) при ограничениях (2) может быть представлена как:

$$\varphi_1(X) = \min \sum_{i=1}^8 B_i(x_i) \quad (3)$$

по x_1, \dots, x_8 при условии:

$$\sum_{i=1}^8 x_i = Q_{ср}; \quad Q_{ср} \leq Q_{ср} \leq Q_{ср}^*; \quad x_i^* \leq x_i \leq x_i^* \quad (4)$$

где $Q_{ср}$ — тепловая нагрузка котельной среднего давления. То же для части высокого давления:

$$\varphi_2(x) = \min \sum_{i=9}^{18} B_i(x_i) \quad (5)$$

по x_9, \dots, x_{18} при условии:

$$\sum_{i=9}^{18} x_i = Q_{кв}; \quad Q_{кв} \leq Q_{кв} \leq Q_{кв}^*; \quad x_i^* \leq x_i \leq x_i^* \quad (6)$$

где $Q_{кв}$ — тепловая нагрузка котельной части высокого давления.

Функции $B_i(x_i)$ — непрерывные и монотонные во всем диапазоне изменения переменных. Поэтому отыскание условного экстремума функции (3) при ограничении (4), равно как и функции (5) при ограничении (6), сводится к решению системы нелинейных алгебраических уравнений

$$\frac{\partial \sum_{i=1}^5 B_i(x_i)}{\partial x_i} - b_i - \lambda_1 = 0; \quad (i=1, \dots, 5) \quad (7)$$

$$\frac{\partial \sum_{i=6}^8 B_i(x_i)}{\partial x_i} - b_i - \lambda_2 = 0, \quad (i=6, \dots, 8) \quad (8)$$

где b_i — относительные приросты расхода топлива котлов;

λ_1, λ_2 — параметры, предполагаемые на время фиксированными.

Задаваясь значениями λ_1 и λ_2 , производится решение задачи во всем диапазоне изменения тепловых нагрузок обеих частей станции. В итоге получаем оптимальное распределение нагрузок отдельно для котельных высокого и среднего давления, а также эквивалентные характеристики последних. Далее переходим к оптимизации режима работы турбинной группы среднего давления. Для этого необходимо тепловые нагрузки различных параметров, заданные по станции, а так же фиксированную на время суммарную электрическую мощность распределить между турбоагрегатами так, чтобы суммарный расход гента по части среднего давления был бы минимальным.

Для заданного состава турбин части среднего давления необходимо минимизировать функцию

$$\varphi(X) = Q(x_9, \dots, x_{11}, \dots, x_{20}) \quad (9)$$

$$\text{по } x_9, \dots, x_{11}, \dots, x_{20} \quad (i=16)$$

при ограничениях:

$$\sum_{i=9}^{15} x_i = \bar{X}, \quad (10a)$$

$$\sum_{i=17}^{18} x_i = Q_1^I; \quad \bar{X}^0 < \bar{X} \leq \bar{X}^1; \quad (10b)$$

$$\sum_{i=19}^{20} x_i = Q_2^{II}; \quad x_i^0 \leq x_i \leq x_i^1; \quad (10в)$$

где \bar{X} — суммарная электрическая мощность турбин части среднего давления.

Эта оптимизационная задача относится к классу нелинейных задач трехмерного программирования. В настоящей работе для минимизации функции (9) с учетом (10) используется аппарат динамического программирования [1]. В начальный период расчета производится произвольное задание переменных, входящих в уравнения (10б) и (10в), так.

чтобы выполнялись условия как равенства так и неравенства. После этого на основе рекуррентных соотношений динамического программирования типа [2]

$$H_i(\bar{X}) = \min_{x_i^* < x_i < \bar{x}_i} [Q_i(x_i) + H_{i+1}(\bar{X} - x_i)], \quad (11)$$

$$i = 9, \dots, 15$$

определяются переменные, входящие в уравнение (10а).

Последовательно выбирая другую комбинацию переменных и многократно используя функциональное уравнение (11), производим минимизацию функции (9) с учетом ограничений (10) до тех пор, пока значения функции на последнем и предыдущем шаге итерации не будут равны.

Задача решается во всем диапазоне изменения электрической нагрузки турбины части среднего давления, в результате чего производится построение эквивалентной характеристики, используемой в дальнейших расчетах по оптимизации режима работы станции в целом.

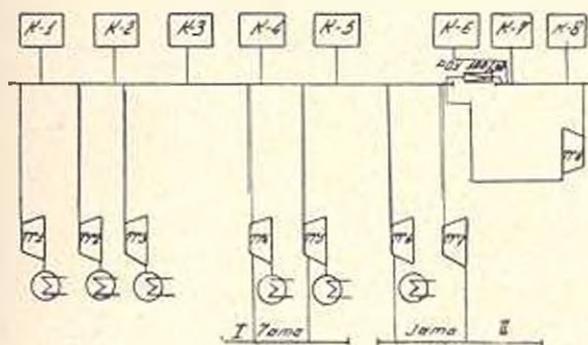


Рис. 1. Тепловая схема станции

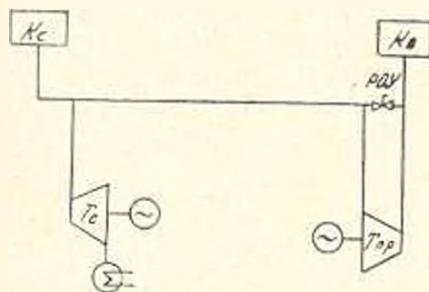


Рис. 2. Расчетная схема станции: K_c —эквивалентный котел среднего давления; K_σ —то же высокого давления; T_c —эквивалентная турбина среднего давления; $T_{\sigma p}$ —предвключенная турбина высокого давления

Произведенные выше расчеты и полученные на их основе эквивалентные характеристики котельных частей высокого и среднего давления, а так же турбинной группы части среднего давления позволяют преобразовать представленную на рис. 1 сложную схему станции в ее наиболее простой вид (рис. 2). Задача упрощается и для ее решения необходимо минимизировать функцию

$$\Theta = \min (B_c + B_n) \quad (11)$$

при ограничениях:

$$\bar{X} + x_{10} = X_c; \quad \bar{X}^0 \leq \bar{X} \leq \bar{X}^r; \quad x_{10}^0 \leq x_{10} \leq x_{10}^r \quad (12)$$

Исходя из физических условий, можно написать:

$$B_n = B_n(Q_{nc}), \text{ где } Q_{nc} = Q_{np}(x_{10}).$$

$$\text{Отсюда:} \quad B_n = R_1(x_{10});$$

$$B_c = B_c(Q_{cc}); \quad (13)$$

$$Q_{cc} = Q_{Tc} - Q_{np}, \quad (14)$$

$$\text{где} \quad Q_{Tc} = Q_{Tc}(X); \quad Q_{np} = Q_{np}(x_{10}). \quad (15)$$

Отсюда, с учетом (12), (14), (15), получим

$$B_c = R_2(x_{10}).$$

Таким образом, минимизация функции (11) с учетом (12) сводится к отысканию минимума функции только одного переменного x_{10} , что легко достигается любым математическим методом.

Здесь был рассмотрен случай, когда $Q_{nc} = Q_{np}$, т. е. все тепло, вырабатываемое котлами высокого давления, расходуется предвключенной турбиной. Вообще возможен режим, когда $Q_{cc} > Q_{np}$, т. е. режим полной загрузки предвключенной турбины и работы котлов высокого давления на ПОУ, связывающего коллекторы высокого и среднего давлений. Эта локальная задача экономически обоснованного момента включения ПОУ решается на основе метода относительного прироста, когда суммарная тепловая нагрузка станции оптимально распределяется между двумя эквивалентными котлами частей высокого и среднего давлений.

ԱրշՈՒՄԻՅ

Поступило 4.V.1972

Ջ. Մ. ԲԱԲԱՅԱՆ

ԲԱԶՄԱՆՈՒՄԻՆ ԶԷԿ-ԵՐԻ ՕՊՏԻՄԱԼ ԹԵԺԹՆԵՐԻ ԿԱՌՈՒՑՄԱՆ ՄԵԹՈԴԻԿԱ

Ս. Վ Փ Ո Փ Ո Վ

Շարադրված է բազմաատիճան ՋԷԿ-ի օպտիմալ սեծիոնների կառուցման մեթոդիկա: Նմանաորայ խնդիրների լուծումը առաջարկվում է կատարել

կաթոնների խմբերի և առանձին աատիճանների ճնշման սուրբբինների հաճարճերացման օգնոթյամբ՝ հառուցելով նրանցից յուրաքանչյուրի հաշվառին քնոթադրերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бабаич Д. М. Алгоритм оптимизации режима ТЭЦ, построенный на основе методов динамического программирования и последовательных приближений. «Теплоэнергетика», № 10, 1970.
2. Беллман Р., Дрейфус С. Прикладные задачи динамического программирования. Изд. «Наука», 1965.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

Н. А. КАРАПЕТЯՆ, К. А. ТЕР-АКОՅԱՆ

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ПОПУТНОГО И
 ВСТРЕЧНОГО ТОЧЕНИЯ С КРУГОВОЙ
 ТАНГЕНЦИАЛЬНОЙ ПОДАЧЕЙ

Особенностью процесса попутного и встречного точения с круговой тангенциальной подачей внешнего касания является то, что в процессе реза происходит трансформация (изменение) переднего γ и заднего α углов резания (рис. 1) на величину $\omega + \tau$ (где ω и τ — углы встречи реза с заготовкой). К тому же переменными являются составляющие усилия реза: тангенциальная P_z , радиальная P_y и осевая P_x , — величины которых зависят от толщины среза. Величины толщины среза — важный фактор при оценке методов попутного и встречного точения.

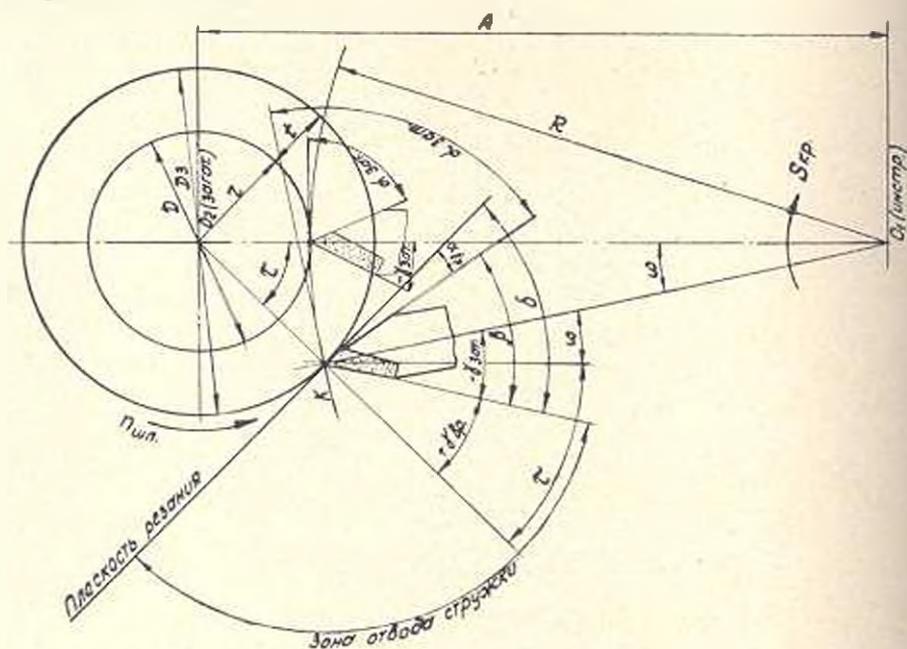


Рис. 1. Углы резания при попутном точении

При попутном и встречном точении врезание практически всегда начинается с нулевой толщины, а толщина среза достигает максимального значения в конце первого оборота обрабатываемой заготовки (рис. 2).

Для определения толщины среза (a) рассмотрим треугольник $O_1I_1O_2$. Текущий радиус $r_1 = O_2I_1$, под которым подразумевается размер детали, обрабатываемой резцом в данный момент, определяется углом поворота резца ω :

$$r_1^2 = A^2 - R^2 - 2AR \cos \omega. \quad (1)$$

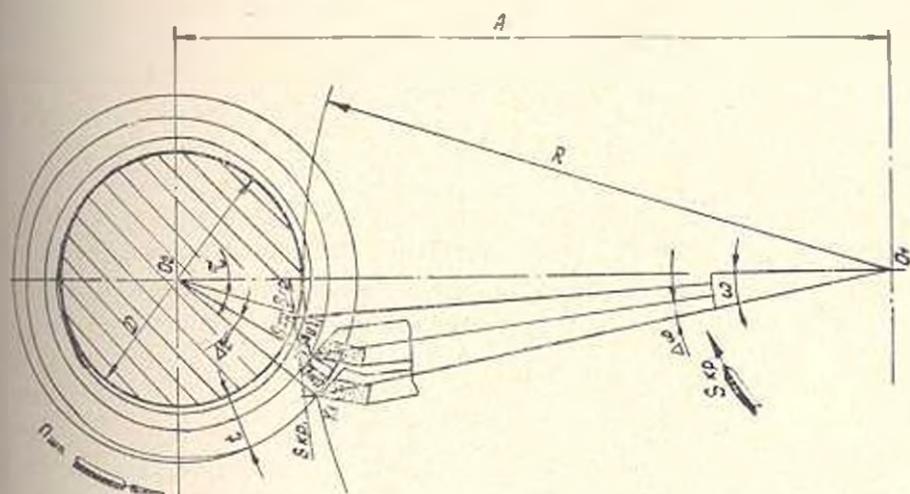


Рис. 2. К определению толщины среза при попутном точении

При числе оборотов n величина угла поворота резца от начала резания до его конца определяется так:

$$\omega = \frac{s_{кр}}{R} n \text{ рад.}$$

где $s_{кр}$ — круговая подача резца в мм/об.

Подставив значение ω в (1) и взяв первую производную по n , получим формулу, определяющую толщину среза

$$a = \frac{dr_1}{dn} = \frac{As_{кр} \sin \omega}{\sqrt{A^2 - R^2 - 2AR \cos \omega}}. \quad (2)$$

Для нахождения экстремума функции $a(\omega)$ рассмотрим условие $da/d\omega = 0$, решение которого показывает, что максимум толщины среза имеет место при значении аргумента $\omega = \arccos \frac{R}{A}$ и составляет:

$$a_{\max} = s_{кр}. \quad (3)$$

Как видно из выражений (2) и (3) и графического построения (рис. 2), толщина среза достигает своего максимального значения при повороте резца на величину $s_{кр}$, а минимального значения $a=0$ — при прохождении режущей кромки резца по оси обрабатываемой детали и инструментального суппорта.

Выведем приближенную формулу для определения величины толщины среза, облегчающую практические расчеты.

Максимальное изменение (уменьшение) текущего радиуса r_1 (рис. 2) будет

$$\Delta r = r_1 - r_2 \quad (4)$$

Подставив значение r_1 из (1) в (4) и разложив полученное выражение в биномиальный ряд, получим:

$$\Delta r = \frac{AR\omega^2}{2r} - \frac{A^2R^2\omega^4}{8r^3} + \frac{A^3R^3\omega^6}{8r^5} - \dots \quad (5)$$

Отбросив второй и последующие члены разложения, как величины второго и высшего порядка малости, подставив величину угла встречи реза с заготовкой $\omega = s_{\text{кр}} n/R$ в выражение (5) и продифференцировав его по текущему числу оборотов детали n , получим формулу для определения приближенного значения толщины среза

$$a = \frac{d\Delta r}{dn} = \frac{As_{\text{кр}}^2 n}{Rr} = \frac{2As_{\text{кр}}\omega}{D} \quad (6)$$

где ω , выраженный в rad , определяется из $\triangle O_1KO_2$ (рис. 1). Так как максимальное значение толщины среза имеет место в конце первого оборота детали, то оно определится подстановкой значения ω в (6), т. е.

$$a_{\text{max}} = \frac{2s_{\text{кр}}}{D} \sqrt{\frac{2A(D+1)l}{2A-D}} \text{ мм.} \quad (7)$$

Для выбора элементов главного привода станка попутного точения необходимо при определении усилий резания P_z , P_y , P_x учесть максимальную толщину среза, соответствующую максимальной ширине b_{max} .

Ереванский станкостроительный завод
им. Дзержинского

Поступило 16.IV.1973.

Использование высокотемпературной солнечной установки для изучения тугоплавких материалов в окислительной среде (на примере бета-глинозема). *Ефимова Г. В., Лавин А. А., Шермилкина Я. Т., Шахпарова В. В., Шелкин М. Г., Смоковина Г. С.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXVI, № 4, 1973, 3—7.

Описаны результаты исследований термического разложения натриевого и калиевого бета-глинозёмов при плавлении на высокотемпературной солнечной установке. Показано, что при температурах плавления в условиях лучистого нагрева на воздухе с выдержкой до 30 минут бета-глинозём разлагается не полностью; натриевая разновидность подвержена разложению значительно меньше, чем калиевая.

Илл. 1 Табл. 1 Библ. 2 назв.

УДК 634.081.539.37

Экспериментальное исследование упругих деформаций древесины граба при статическом растяжении, сжатии и изгибе. *Пинаджян Г. В.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXVI, № 4, 1973, 8—12.

По результатам систематических экспериментальных исследований определены величины модулей упругости древесины граба (*Carpinus betulus* L.), произрастающего в северных районах Арм. ССР, при растяжении и сжатии вдоль волокон, а также при статическом изгибе в тангенциальном и радиальном направлениях. Отмечается влияние типа леса на упругие деформации древесины. Выявлена устойчивая линейная корреляционная связь между модулями упругости и объемной массой древесины.

Илл. 3 Табл. 2 Библ. 5 назв.

УДК 62—23

О синтезе эллиптических примитивов. *Джавацкиан Д. Г., Шахбалян А. Х.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXVI, № 4, 1973, 13—16.

Дается метод синтеза двух типов прямолинейно направляющих механизмов при заданном известном виде приближающей кривой и заданном максимальном отклонении от выбранной прямой на участке приближения.

Илл. 2. Библ. 1 назв.

УДК [62—232.2+62—229.22]:531.77

Определение экстремальных значений скорости ползуна кривошипно-ползунного механизма. *Дживадян Э. Г.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II)», т. XXVI, № 4, 1973, 17—20.

Изложен аналитический метод определения экстремальных значений скорости ползуна плоского кривошипно-ползунного механизма и соответствующих им положений ведущего кривошипа. Предлагаемый метод дает возможность с любой степенью точности определить положения кривошипа, соответствующие экспериментальным значениям скорости ползуна.

Илл. 1. Табл. 1. Библ. 5 назв.

УДК 621.81-539.319

К статистической оценке эффекта концентрации напряжений при стационарном режиме нагружения *Ставки М. Г., Тиспарян С. А., Мик С. Я.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II.)», т. XXVI, № 1, 1973, 21—27.

Показано, что «эффективные» коэффициенты концентрации напряжений $K_{эп}$ являются статистическими величинами и, в связи с различным расположением и размерами областей рассеяния циклической долговечности N' гладких и надрезанных образцов, их значения зависят от N и вероятности неразрушения $Q(N)$. Эффект концентрации напряжений для деталей, работающих в условиях перенапряжений, оценивается также коэффициентом $K_{дн}$, представляющим собой отношение величин N' для гладких и надрезанных образцов. Предложены зависимости для определения $K_{эп}$ и $K_{дн}$ в областях ограниченной и длительной выносливости. Дана связь между коэффициентами $K_{эп}$ и $K_{дн}$. Выявлены особенности изменения $K_{эп}$ и $K_{дн}$ в зависимости от $Q(N)$ и конструктивных форм испытываемых образцов.

Табл. 2. Илл. 3. Библиография 3 назв.

УДК 69.032.22-693.9+624.016.5

К определению периодов свободных колебаний каркасных зданий с гибкими нижними этажами *Гороян Г. А.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II.)», т. XXVI, № 1, 1973, 28—32.

В результате анализа частотных уравнений многоступенчатых каркасных зданий с абсолютно жесткими ригелями, предложена формула для определения периодов первых трех тонов свободных колебаний зданий: а) с гибкими первыми и вторым этажами, б) с гибким вторым этажом.

Илл. 1. Табл. 2. Библиография 2 назв.

УДК 621.311-539.319.

К методике измерения модуляции напряжения в автономных электроэнергетических системах. *Чубарян А. Т.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II.)», т. XXVI, № 4, 1973, 33—39.

Рассмотрены формы амплитудной модуляции напряжения, характерные для автономной ЭЭС, имеющей в своем составе пульсирующие нагрузки и статические преобразователи. Показано, что в случае несущей, искаженной высокочастотными гармониками, глубину модуляции можно с достаточной точностью определить по форме основной гармоники несущей.

Библиография 6 назв.

УДК 621.311.22.001.24-681.3

Методика построения оптимальных режимов многоступенчатых ТЭС. *Бабалин Д. М.* «Известия АН Арм. ССР (серия Т. II.)», т. XXVI, № 4, 1973, 40—45.

Описывается методика построения оптимальных режимов многоступенчатых ТЭС. Решение подобного типа задач предлагается осуществлять с помощью поэтапного эквивалентирования групп котлов и турбин отдельных ступеней давления с построением расчетных характеристик каждой из них.

Илл. 2. Библиография 2 назв.

Ի ՈՎ Ա Ն Պ Ա Կ ՈՒ Թ Յ ՈՒ Ն

Նյութագիտություն

Տ. Վ. Երիմովսկայա, Ս. Ա. Լանին, Յա. Տ. Շերմազանյան, Վ. Վ. Կաճարանյան, Ս. Հ. Եկույան, Պ. Ս. Սմոկովիլևս. <i>Սարձր շերմաստիճանային արևալին կայանքի օգտագործումը զմգարահայ ելուքները օբսիդացման միջավայրում ուսումնասիրելու համար (բևառ-կապահողի օրինակի վրա)</i>	3
Տ. Վ. Փինսոյան. <i>Քոխու փայտանյութի առաջական զեֆորմացիաների փորձարարական ուսումնասիրությունը ստատիկական ձգման, սեղմման և ձուժման դեպքում</i>	6

Մեքենայնություն

Գ. Ա. Ջուղայանյան, Կ. Խ. Կանրազյան, <i>Էլիպտիկ ուղղագիծ-ուղղորդ մեխանիզմների սինթեզման մասին</i>	13
Է. Լ. Ջավադյան. <i>Շուտօգրիկ-սողնակային մեխանիզմի սողնակի արագությունը և քառերևույթ արձանների որոշումը</i>	17
Ս. Կ. Սոսոյան, Ս. Հ. Կասարյան, Ս. Լ. Մակ. <i>Բենոլվանթիան ստացիոնար ռեժիմի զնայում յարուժանների կոնցենտրացիայի էֆեկտի գնահատման շուրջը</i>	21

Նիւարուական մեխանիկա

Տ. Ս. Գորոյան. <i>Ոչուն ներքնի հարկերով կարկասային շենքերի ազատ տատանումների պարբերությունների որոշման վերաբերյալ</i>	28
---	----

Էլեկտրոստատիկա

Ս. Տ. Զարայան. <i>Ավտոնոմ էլեկտրալներգետիկ սխեմաներում յարման մոդուլյացիայի շափման մեթոդիկայի շուրջը</i>	33
--	----

Էներգետիկա

Չ. Ս. Բարայան. <i>Բազմաստիճան ՋէԿ նրի օպտիմալ ռեժիմների կառուցման մեթոդիկա</i>	40
--	----

Գյուտակաճ նորեր

Ե. Ս. Կուրապիտյան, Կ. Ս. Տեր-Հակոբյան. <i>Շրջանային տանգենցիալ մատուցումով ընթացքային և հանդիպակաց շրջատաշման պրոցեսի որոշ առանձնահատկությունները</i>	46
---	----

СОДЕРЖАНИЕ

Материаловедение

- Т. В. Ефимовская, А. А. Ланин, Я. Т. Шермазьян, В. В. Шахпаронян, М. Г. Шекели, Г. С. Смоковдина.* Использование высокотемпературной солевой установки для изучения тугоплавких материалов в окислительной среде (на примере бега-глинозема) 7
- Т. В. Ницаджян.* Экспериментальное исследование упругих деформаций трещины графита при статическом растяжении, сжатии и изгибе 8

Машиностроение

- А. А. Джагацян, К. Х. Шахбазян.* О синтезе эллиптических кривых 13
- Э. А. Джавадян.* Определение экстремальных значений скорости ползуна кривошипно-ползунного механизма 17
- М. Г. Стакян, С. А. Гаспарян, С. Я. Мак.* К оценке эффекта концентрации напряжений при стационарном режиме нагружения 21

Строительная механика

- Т. А. Гороян.* К определению периодов свободных колебаний каркасных зданий с гибкими нижними этажами 28

Электротехника

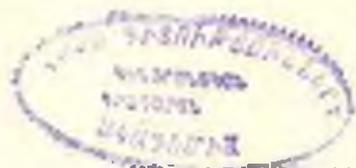
- А. Т. Чубарян.* К методике измерения модуляции напряжения в автономных электроэнергетических системах 33

Энергетика

- Л. М. Бабиян.* Методика построения оптимальных режимов многоступенчатых ТЭС 40

Научные заметки

- Н. А. Карапетян, К. А. Тер-Акопян.* Некоторые особенности процесса попутного и встречного течения с круговой тангенциальной подачей 46



Научный редактор Л. А. АЗИЗБЕКЯН

ВФ 05829. Подписано к печати 30/Х 1973 г. Тираж 530. Изд. 3955. Заказ 581.

Формат бумаги 70×108_{1/8}. Печ. л. 3,25. Бум. л. 1,63.

Усл. печ. л. 4,54. Уч. изд. листов 3,32.

Типография Издательства АН Армянской ССР, г. Эчмиадзин