

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ  
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ  
ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ  
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

Издаётся с 1947 г

ԽՄՐԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՒԵԳՐԱ

Մասյան Մ. Վ. (պատ. խմբագիր), Ալյոնց Ն. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ), Ալեքսենկի  
Վ. Վ., Աճառյան Ա. Կ., Գոռոյան Տ. Ա., Զաղոյան Մ. Ա., Նազարով Ա. Գ., Տեր-Ազարև Ի. Ա.,  
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ)  
Պատասխանատու քարտուղար Ստեփանյան Ջ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Касьян М. В. (ответ. редактор) Адоиц Г. Т. (зам. ответ. редактора), Алексеевский  
В. В., Аманян А. К., Гороин Т. А., Задоян М. А., Низаров А. Г., Пинаджян В. В. (зам.  
ответ. редактор), Тер-Азарьев И. А.  
Ответственный секретарь Степанян Э. К.

Խմբագրության հասցեն՝ Երևան—19, Բարեկամության փող. 24-դ  
Адрес редакции: Ереван-19, ул. Барекамутин, 24-г.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

В. О. ВАШУНИ, Я. П. НИКОЛАПЧИК,  
С. Д. ТРИФОНОВ, Л. Д. ТРИФОНОВА

К ВОПРОСУ О СОГЛАСОВАНИИ СПЕКТРАЛЬНЫХ  
ХАРАКТЕРИСТИК ИНФРАКРАСНЫХ ИЗЛУЧАТЕЛЕЙ СО  
СПЕКТРАМИ ПОГЛОЩЕНИЯ СТЕКЛОПЛАСТИКОВ В  
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ПРОЦЕССЕ СУШКИ  
ОДНОНАПРАВЛЕННОЙ СТЕКЛОЛЕНТЫ

Инфракрасный метод нагрева и сушки стеклопластиков (ИК-нагрев), как одно из средств интенсификации технологических процессов, получил широкое распространение в промышленности, взамен нагрева в конвективных печах. Эффективность этого метода определяется наличием у стеклопластиков спектральных областей проникновения излучения в глубину вещества, что позволяет получить более или менее равномерное тепловыделение во всем объеме материала. Процесс сушки при ИК-нагреве ускоряется за счет увеличения тепловой нагрузки путем уменьшения градиента температуры внутри слоя вещества при заданной температуре его поверхности, или путем увеличения температуры поверхности при сохранении заданного температурного градиента внутри слоя.

Для большинства технологических процессов нагрева и сушки веществ выбор ИК-излучателей производится путем сравнения спектров поглощения и пропускания веществ со спектрами испускания ИК-излучателей. Однако, применительно к нагреву и сушке некоторых стеклопластиковых материалов, в том числе и однонаправленной стеклоленты, критерии эффективности применения и выбора ИК-излучателей разработаны еще недостаточно.

Считается, например, что оптимальным вариантом сушки стеклопластиков методом ИК-нагрева является использование излучателей при такой температуре, чтобы максимум их излучения приходился на полосы интенсивного поглощения связующего [1]. Однозначность такого решения вызывает сомнения, поскольку в этом случае излучение поглощается только поверхностным слоем стеклопластика и реакция полимеризации проходит преимущественно на поверхности вещества.

Применение ИК-излучателей, максимум спектральной интенсивности плотности излучения которых приходится на полосы интенсивного поглощения связующих, не оправдывает себя и в случаях, когда по технологическому процессу требуется удаление растворителей из вещества без нагрева или при незначительном нагреве остальных компонентов ве-

щества. Такая задача стоит, например, при изготовлении однонаправленной незаполимеризованной стеклотенты, основным требованием к которой является удаление растворителя, представляющего собой смесь спирта, ацетона и диметилформамида; процессы объемной полимеризации при этом должны быть полностью исключены.

Исходя из сказанного, представляется рациональным, для целей удаления летучих веществ, использовать селективные ИК-излучатели, максимумы спектральной интенсивности плотности излучения которых лежат в диапазоне длин волн, совпадающем с полосой поглощения растворителей и соответственно с полосой пропускания связующего.

На рис. 1 представлены полученные экспериментальным путем спектры полусферического пропускания однонаправленной стеклотенты в диапазоне длин волн от 0,4 до 7,0 мкм (кривая 1), а также спектры пропускания смеси растворителей в указанном диапазоне длин волн при толщине слоя растворителя  $d=0,125$  мм (кривая 2). Из-за отсутствия серийных приборов, позволяющих учитывать рассеяние при измерении нормального пропускания, полусферические коэффициенты пропускания и отражения незаполимеризованной ленты измерялись на приставке к спектрофотометрам ИКС-14 и ИКС-12, а спектры нормального пропускания смеси растворителей и связующего—на спектрофотометрах ИКС-14 и UR-20. В качестве связующего исследовались термореактивные составы на базе эпоксидных смол ЭД-5 и ЭД-6.

Из рис. 1 (кривая 1) следует, что небольшие полосы поглощения незаполимеризованной стеклотенты (связующее плюс стекловолокно) расположены в области 1,4; 1,7; 2,3 и 2,5 мкм. В диапазоне длин волн  $2,75 \text{ мкм} < \lambda < 3,6 \text{ мкм}$  и  $\lambda > 5,5 \text{ мкм}$  расположены полосы интенсивного поглощения. Из того же рис. 1 (кривая 2) видно, что максимумы полос интенсивного поглощения смеси растворителей расположены в области 2,27 и 2,43 мкм и в диапазоне от 2,78 до 4,0 мкм. Казалось бы, из-за совпадения полос интенсивного поглощения стеклотенты и растворителей в диапазоне длин волн от 2,75 до 4,0 мкм наиболее целесообразным является применение селективных ИК-излучателей в тех областях, где коэффициент поглощения смеси растворителей превышает коэффициент поглощения стеклотенты, например, при  $\lambda = 2,27; 2,43$  или 4,0 мкм, а также в диапазоне от 0,8 до 1,8 мкм. Однако в промышленности отсутствуют селективные излучатели, работающие в крайне узком диапазоне длин волн, а серийные ИК-излучатели практически являются излучателями с непрерывным спектром излучения, идентичным спектру излучения серых тел при той же температуре, что и ИК-излучатели. Положение максимума спектральной интенсивности плотности излучения таких излучателей определяется законом Вина:

$$\lambda_{\text{max}} = \frac{2896}{T}$$

где  $\lambda_{\text{max}}$  — длина волны излучения, соответствующая максимуму спектральной интенсивности плотности излучения;

$T$  — температура излучателя в °К.

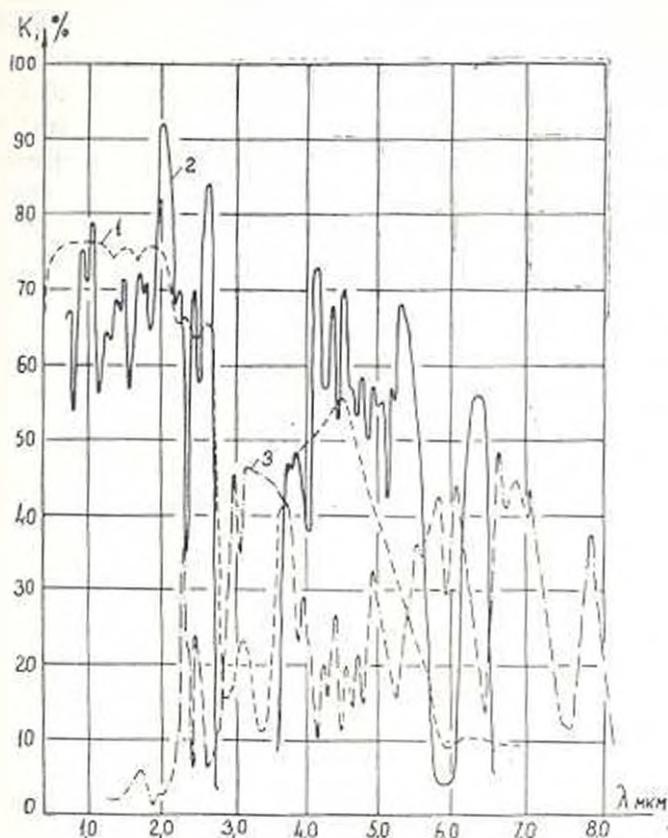


Рис. 1. Спектры полусферического пропускания однонаправленной стеклоленты (кривая 1) и смеси растворителей на основе эпоксидных смол (кривая 2) и спектр поглощения диметилформамида (кривая 3)

Для серийно выпускаемых промышленностью излучателей с температурой  $600^{\circ}\text{C}$  ( $873^{\circ}\text{K}$ ),  $1000^{\circ}\text{C}$  ( $1273^{\circ}\text{K}$ ) и  $2000^{\circ}\text{C}$  ( $2273^{\circ}\text{K}$ ) максимум излучательной способности приходится соответственно на длины волн  $\lambda_{\text{max}} = 3,32; 2,28$  и  $1,28$  мкм. Сопоставление этих значений с зависимостями коэффициентов поглощения незаполимеризованной стеклоленты и смеси растворителей от длины волны (см. рис. 1) позволяет прийти к заключению, что спектр излучения широко применяемых в настоящее время низкотемпературных излучателей (ТЭН'ов с  $T = 600^{\circ}\text{C}$ ) плохо согласуется со спектром поглощения ленты и смеси растворителей. Несмотря на то, что максимум излучательной способности ТЭН'ов приходится на длину волны излучения  $\lambda_{\text{max}} = 3,32$  мкм, т. е. на область, где коэффициент поглощения смеси растворителей превышает коэффициент поглощения незаполимеризованной стеклоленты, только 30% поглощенной энергии излучения приходится на эту область, а большая часть энергии излучения (до 70%) расходуется преимущественно на нагрев стеклоленты, а не растворителя (главным образом в диапазоне длин волн от 4,0 до 6,5 мкм). Данное обстоятельство не соответствует основной цели применения ИК-нагревателей.

С другой стороны, исходя из зависимостей, приведенных на рис. 1, для сушки ленты целесообразно использование и светлых ИК-излучателей с температурой  $T=2000^{\circ}\text{C}$ , у которых  $\lambda_{\text{max}}=1,28$  мкм. Спектр излучения таких излучателей хорошо согласуется со спектрами поглощения ленты и растворителей в диапазоне длин волн от 0,63 до 2,77 мкм. В этом диапазоне длин волн коэффициент поглощения растворителя значительно превышает коэффициент поглощения связующего, и, следовательно, имеет место селективное воздействие излучения на стеклопластик. Однако в диапазоне длин волн от 0,63 до 2,06 мкм, на который приходится 70% энергии излучения, коэффициент поглощения растворителя не превышает 0,5%, в остальном диапазоне длин волн его максимальное значение не превышает 25%. Поэтому эффективность нагрева и сушки однонаправленной стеклоленты с помощью ИК-излучателей с температурой  $T=2000^{\circ}\text{C}$  невелика.

Значительно больший эффект дает применение светлых ИК-излучателей с температурой  $T=1000-1100^{\circ}\text{C}$ . Несмотря на некоторое уменьшение доли лучистой энергии, приходящейся на растворитель, и увеличение энергии, поглощаемой стеклолентой, эти излучатели, по сравнению с высокотемпературными, позволяют увеличить теплоотдачу в стеклопластик примерно в пять раз. За счет кратковременности технологического процесса сушки, имеющей место при ИК-нагреве светлыми излучателями, такое увеличение тепловой нагрузки не приводит к образованию трехмерных полимеров, а образование линейных полимеров не ухудшает качества ленты.

В пользу применения ИК-излучателей с температурой  $1000-1100^{\circ}\text{C}$  говорит еще один факт. Использование в качестве растворителей смеси ацетона, спирта и диметилформамида приводит к тому, что удаление всех названных компонентов происходит поэтапно. Спирт и ацетон легко улетучиваются уже при комнатной температуре, в то время как для удаления диметилформамида необходимо затратить значительное количество тепла. Следовательно, выбор температуры излучателя необходимо осуществлять в первую очередь с учетом спектральных коэффициентов поглощения диметилформамида.

На рис. 1 (кривая 3) приведен спектр поглощения диметилформамида в диапазоне длин волн от 0,75 до 8,0 мкм для толщины слоя 0,07 м. Выбор такой толщины объясняется долей диметилформамида в смеси растворителей для термореактивных связующих на базе эпоксидных смол. Полосы поглощения диметилформамида соответствуют длинам волн  $\lambda=1,7; 2,3; 2,45$  мкм и области от 2,8 до 4,0 мкм. Если принять во внимание, что максимальной излучательной способности ИК-нагревателей с температурой  $T=1000^{\circ}\text{C}$  соответствует длина волны  $\lambda_{\text{max}}=2,28$  мкм, а с температурой  $T=600^{\circ}\text{C}$  —  $\lambda_{\text{max}}=3,32$  мкм, и учесть, что только 25% энергии излучения нагревателей сосредоточено в коротковолновой области спектра ( $0 < \lambda < \lambda_{\text{max}}$ ), то предпочтение следует отдать излучателям с температурой  $T=1000-1100^{\circ}\text{C}$ , спектр излучения которых практически полностью перекрывает всю полосу интенсивного поглощения диметилформамида. Для излучателей с температурой  $T=600^{\circ}\text{C}$  большая

часть энергии излучения (свыше 60%) приходится на длины волн больше 4,0 мкм, где коэффициент поглощения диметилформамида сравнительно невелик, а поглощательная способность ленты превышает поглощательную способность растворителя.

Для иллюстрации на рисунках 2 и 3 представлены зависимости поглощательной способности смеси растворителей и связующих на базе эпоксидных смол от длины волны излучения, а также спектры излучения нагревателей соответственно при температурах  $T=2000^{\circ}\text{C}$  и  $T=600^{\circ}\text{C}$ .

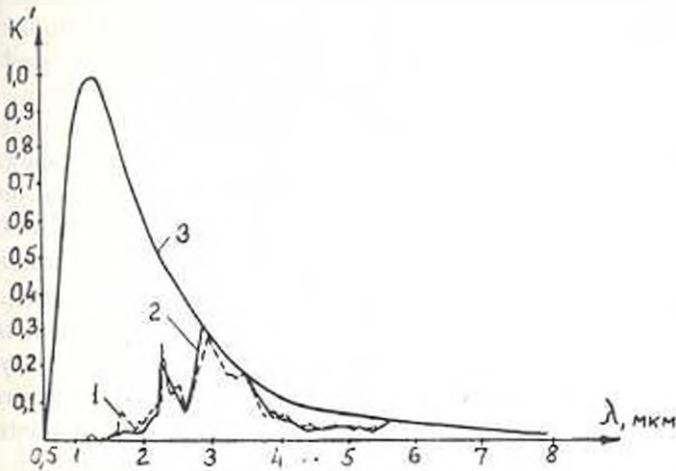


Рис. 2. Зависимость поглощательной способности смеси растворителей (кривая 1) и связующего (кривая 2) и спектр излучения нагревателей при температуре  $2000^{\circ}\text{C}$

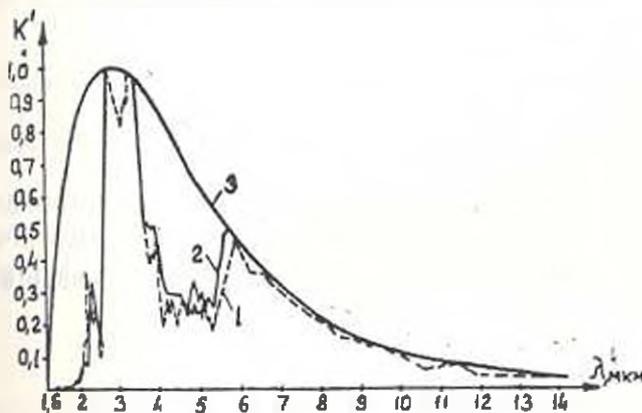


Рис. 3. Зависимость поглощательной способности смеси растворителей (кривая 1) и связующего (кривая 2) и спектр излучения нагревателей при температуре  $600^{\circ}\text{C}$

Из рис. 2 видно, что при использовании светлых излучателей с температурой  $T=2000^\circ\text{C}$  доля энергии излучения, приходящаяся на участки поглощения растворителя и связующего, невелика. Применение же низкотемпературных излучателей ( $T=600^\circ\text{C}$ ) не обеспечивает избирательного удаления растворителя, поскольку, в соответствии с рис. 3, кривая зависимости коэффициента поглощения растворителя практически во всем диапазоне длин волны ( $\lambda > 2,8 \text{ мкм}$ ) расположена ниже кривой, характеризующей поглощательную способность связующего и незаполимеризованной ленты в целом.

Количественное сравнение поглощательной способности смеси растворителей и незаполимеризованной стеклорезки было получено расчетным путем на основе экспериментальных данных, приведенных на рисунках 1, 2 и 3. Определялись усредненные значения коэффициентов поглощения по участкам спектра, на которые приходится по десять процентов энергии излучения при температурах нагревателей  $T=2000; 1050; 600^\circ\text{C}$ . В расчетах было учтено, что излучение вольфрамовой спирали нагревателей с длиной волны свыше  $3 \text{ мкм}$  полностью поглощается кварцевой оболочкой нагревателя, и в этом диапазоне длин волны на связующее будет попадать переизлучение кварцевой оболочки при температуре, значительно меньшей, чем температура спирали.

Рассчитанные указанным образом средние коэффициенты поглощения смеси растворителей во всем диапазоне длин волны излучения для нагревателей при температурах  $T=600; 1050; 2000^\circ\text{C}$  соответственно равны 4,30; 21,03; 28,92, а средние коэффициенты поглощения связующих для тех же значений температур нагревателей во всем диапазоне длин волны соответственно равны 2,79; 21,03 и 33,30.

Таким образом, на основании сравнения спектров излучения инфракрасных нагревателей со спектрами поглощения смеси растворителей, связующего и ленты в целом следует, что для ИК-нагрева и сушки однонаправленной незаполимеризованной стеклорезки наиболее оптимальным является использование светлых ИК-излучателей при температурах  $1000 \text{--} 1100^\circ\text{C}$ .

Московский станкоинструментальный институт

Поступило 27.V.1975.

Վ. Օ. ՎԱՆՈՒՆԻ, ՅԱ. Ի. ՆԻՈՒԱՅՐԻ, Ս. Գ. ՏՐԻՅՈՒՈՎ, Լ. Գ. ՏՐԻՅՈՒՈՎԱ

ՄԻԱՌԻՂՂՈՐԳՎԱՄ ԱՊԱԿԵԺԱՊԱՎԵՆԻ ԶՈՐԱՅՄԱՆ ՏԵՆՆՈՂՈԳԻՈՒԿԱՆ ՊՐՈՑԵՍՍՈՒՄ ԻՆՖՐԱԿԱՐՄԻՐ ՃԱԹԱԳՈՅԹԻԶԻ ՍՊԵԿՏՐԱԿ ԲՆՈՒԹԱԳՐԵՐՆ ԱՊԱԿԵՊԼԱՍՏԻՈՆԻԻ ԿԼԱՆՄԱՆ ՍՊԵԿՏՐՆԵՐԻ ՀԵՏ ՀԱՄԱԶԵՑՆԵՑՆԵՆՆՈՒ ՀԱՐՅԻ ՇՈՒՂԻ:

Ա մ փ ո փ ո ռ մ

Հոդվածում բերված են էպոքսիդային խեժերի հիման վրա կապակցող լուծույթների, լուծիչների խառնուրդի և փաթաթման մեթոդով թաղանթային շինվածքներ պատրաստելու համար կիրառվող շարժիմների գաղտնի միադրված ապակեժապակեի քաղցրոման ու կրանման սպեկտրների փորձա-

բարական հետադասութիւնների արդյունքները: Ստացված սպեկտրներն օգտագործելով, հիմնավորված է միասուղորդված աղակերպով հնարարար տարացման և շտրացման համար 1000—1100°C ճառագայթման ցերմաստիճան ունեցող լուսային ինֆրակարմիր ճառագայթիչների ընտրութիւնը:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Моисеев Л. К. и др. Сущка стеклопластиков ИК-излучением. «Пластмассы», 1969, № 8.
2. Пакен А. М. Эпоксидные соединения и эпоксидные смолы. Изд. «Химия», Л., 1962.
3. Козырев Б. П., Вершинин О. Е. «Оптика и спектроскопия», 1959, т. 6, вып. 4.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

А. А. АЛЕКСАНИЯН

СПОСОБ УЧЕТА ИЗМЕНЕНИЙ, ВНОСИМЫХ  
 НЕЦИРКУЛИРУЮЩИМИ МАССАМИ В РАСЧЕТ  
 АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВСТРОЕННОГО  
 ЦЕНТРОБЕЖНОГО ВЕНТИЛЯТОРА

Работа центробежного вентилятора, состоящего из колеса и спирального кожуха, характеризуется, как известно [1], наличием двух участков в колесе.

Первый из участков подает воздух в кожух и создает неизменный расход в нем. Второй — работает нециркулирующими массами, выбрасываемыми из колеса непосредственно в выходное окно вентилятора.

В силу этого на выходе вентилятора имеет место сумма двух расходов (определяющая производительность вентилятора), один из которых равен разности между неизменным расходом и приобеденными массами, а другой — величине нециркулирующих масс (рис. 1, а).

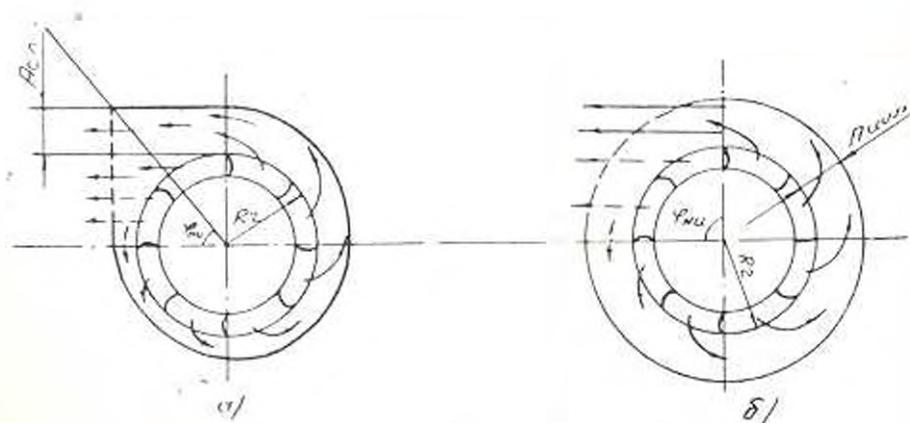


Рис. 1. Картина движения потоков

Методика [1] не учитывает влияния, оказываемого на аэродинамическую характеристику нециркулирующими массами. Это сужает область применения указанной методики и позволяет использовать ее с достоверной для практики точностью только при расчете вентиляторов

общепромышленного применения, представляющих собой лопаточные колеса, работающие в оптимальных спиральных кожухах, в которых влияние, оказываемое нециркулирующими массами, незначительно. Вместе с тем при расчете ряда других конструкций центробежных вентиляторов, выполненных по каким-либо причинам неоптимальными, получение практически приемлемых результатов становится возможным, как показывает опыт, лишь только при учете влияния, оказываемого на аэродинамическую характеристику нециркулирующими массами. К таким вентиляторам относится, например, встроенные центробежные вентиляторы электрических машин с вытяжной самовентиляцией, представляющие собой большей частью колеса, работающие в неоптимальных спиральных и цилиндрических кожухах с малым зазором между колесом и кожухом и с максимально увеличенным выходным сечением кожуха.

Следует отметить, что, несмотря на невысокие значения механического к.п.д. неоптимальных вентиляторов, они в наибольшей мере удовлетворяют требованию обеспечения максимально возможных аэродинамических показателей при ограниченных габаритах вентилятора.

В [2] было экспериментально показано, что оба вышеотмеченных кожуха аналогичны между собой по своему влиянию на выходные показатели лопаточного колеса. В связи с этим можно предположить, что картина движения потоков в цилиндрическом кожухе аналогична картине, имеющей место в спиральном кожухе (рис. 1,б), поскольку близким по количеству и качеству внешним выходным показателям [2] должна соответствовать близкая картина внутренних процессов.

В данной работе показан способ расчетного учета влияния, оказываемого нециркулирующими массами, на аэродинамическую характеристику указанных центробежных вентиляторов. Однако этот способ может быть использован и в вентиляторах иных конструкций.

Известные экспериментальные данные [1,2], так же как и приведенные ниже данные, полученные во ВНИИКЭ, показывают, что величина нециркулирующих масс и степень их влияния на характеристику давления зависят от величины выходного окна вентилятора и в наибольшей степени от его длины по боковой поверхности кожуха. Последняя определяет величину угла  $\varphi_{\text{ин}}$ , от которой зависит расход нециркулирующих масс [1].

Следует отметить, что в технической литературе нет указаний о том, как определять величину угла  $\varphi_{\text{ин}}$ , и поэтому в настоящей работе предлагается определить его как угол, вершина которого находится на оси колеса, а стороны проходят через противоположные стороны выходного окна по боковой поверхности кожуха (рис. 1,а и б).

Такому определению величины угла  $\varphi_{\text{ин}}$  способствует анализ опытных данных [2], а также высокая степень совпадения приведенных далее расчетных данных, использующих угол  $\varphi_{\text{ин}}$ , с результатами эксперимента.

Роль нециркулирующих масс во встроившихся вентиляторах может быть так велика, что характеристика давления колеса в цилиндрическом кожухе при значениях  $A_{\text{цил}}/R_2=0,25$  и  $\varphi_{\text{ци}}=180^\circ$  в области больших расходов оказывается предпочтительнее характеристики, получаемой при работе этого же колеса в равновеликом по габариту спиральном кожухе  $A_{\text{сп}}/R_2=0,25$ , у которого  $\varphi_{\text{ци}}=40^\circ$  (рис. 2).

При равных значениях угла  $\varphi_{\text{ци}}$ , равного  $40^\circ$ , характеристика давления колеса в цилиндрическом кожухе, как и следовало ожидать, уступает характеристике в спиральном кожухе во всем диапазоне изменения подачи вентилятора (рис. 2). Характер изменения экспериментальной аэродинамической характеристики при изменении  $\varphi_{\text{ци}}$  от  $40^\circ$  до  $180^\circ$  находится в полном соответствии с физической картиной, имеющей место на выходе вентилятора, и хорошо иллюстрирует, как увеличение угла  $\varphi_{\text{ци}}$  способствует росту производительности вентилятора, увеличивая величину нециркулирующих масс.

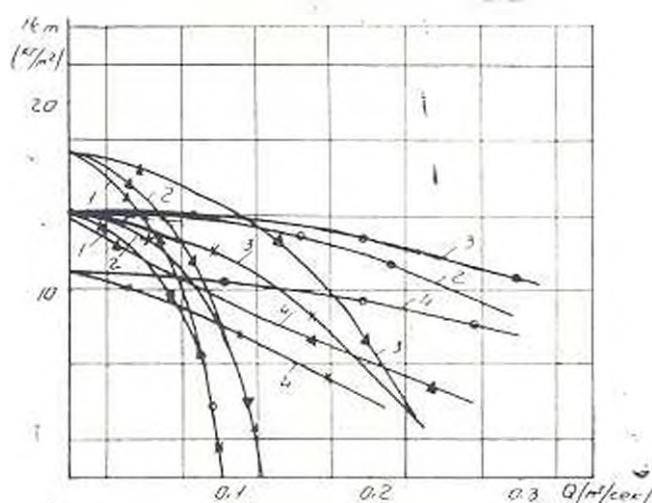


Рис. 2. Характеристики вентиляторов «0,806—28»:

- ▲ — при  $A_{\text{сп}}/R_2=0,25$  и  $\varphi_{\text{ци}}=40^\circ$ ;
- × — при  $A_{\text{цил}}/R_2=0,25$  и  $\varphi_{\text{ци}}=40^\circ$ ;
- — при  $A_{\text{цил}}/R_2=0,25$  и  $\varphi_{\text{ци}}=180^\circ$ ;
- 1 — частные характеристики от неизменного расхода и кожухе;
- 2 — частные характеристики от нециркулирующих масс;
- 3 — результирующие характеристики;
- 4 — экспериментальные характеристики.

Указанное изменение по своему характеру сходно с тем изменением, которое претерпела бы результирующая характеристика давления в случае подключения к вентилятору с  $\varphi_{\text{ци}}=40^\circ$  параллельно работающего с ним вентилятора, имеющего то же давление при нулевой подаче (холостом ходе) вентилятора.

С учетом изложенного предлагается рассматривать аэродинамиче-

скую характеристику колеса, работающего в спиральном или цилиндрическом кожухах при  $0 < \varphi_{\text{ин}} \leq 180^\circ$ , как результирующую характеристику двух параллельно работающих вентиляторов, имеющих одинаковое давление холостого хода. Ограничение по углу  $\varphi_{\text{ин}}$  обусловлено тем, что при  $\varphi_{\text{ин}} > 180^\circ$  показатели вентилятора начинают приближаться к показателям колеса, работающего без кожуха, у которого характеристика давления обусловлена одними только нециркулирующими массами. Такому предположению помимо отмеченного характера влияния нециркулирующих масс соответствует также и наличие в колесе двух вышеописанных различных участков. Эти участки создают собственные характеристики давления, расчет каждой из которых представляет собой самостоятельную задачу.

Предлагаемое представление аэродинамической характеристики вентилятора в виде результирующей двух частных характеристик позволяет простым и наглядным способом учесть всю полноту физической картины по движению потоков на выходе вентилятора и тем самым расширяет область применения расчетного метода, вытекающего из этого представления.

Методика [1] позволяет рассчитывать выходные аэродинамические показатели только одного из этих двух участков, а именно участка, создающего неизменный расход воздуха в кожухе, и потому эта методика справедлива для случаев, когда наличие второй частной характеристики, обусловленной нециркулирующими массами, несущественно изменяет результирующую характеристику вентилятора. Ниже приводится способ расчета указанной второй частной характеристики. Способ расчета характеристики давления, создаваемого другим участком колеса, приведен в [3]. В принципе для расчета последней характеристики можно использовать методику [1], однако по ней можно рассчитать очень короткий участок аэродинамической характеристики или же точку режима.

На практике же, особенно в случаях несамостоятельной работы вентиляторов, например, вентилятор, встроенный внутри электрической машины, недостаточно рассчитывать только участок характеристики, а необходимо определять всю характеристику давления.

С учетом этого обстоятельства здесь, как и в [3], приводится расчет частных характеристик давления при всех режимах подачи вентилятора.

Реализации поставленной задачи в обоих случаях способствует учет всей полноты физической картины, имеющей место внутри вентилятора, и ценный опыт разработки методики ЦАГИ [1]. Сложение частных характеристик давления для получения результирующей характеристики производится общеизвестным способом, применяемым при сложении характеристик давления двух параллельно работающих вентиляторов.

Характеристика давления от нециркулирующих масс с достаточной

для практики точно соответствует известной параболической кривой и определяется по выражению

$$\frac{H_{см}}{H_{см,0}} = 1 - \left( \frac{Q}{Q_{\max,ли}} \right)^2, \quad (1)$$

где  $H_{см,0}$  и  $Q_{\max,ли}$  — соответственно давление холостого хода и максимальный расход нециркулирующих масс;  $H_{см}$  и  $Q$  — текущие координаты кривой давления.

Величина  $H_{см,0}$  зависит от формы кожуха и определяется по выражению [1]

$$H_{см,0} = \varphi \frac{U_1^2 - W_1^2}{2} + \varphi \frac{C_2^2}{2} - \Delta H_{кол} - \Delta H_{кож}, \quad (2)$$

где первые два члена представляют собой теоретическое давление вентилятора, а третий и четвертый члены — гидравлические потери соответственно в колесе и в кожухе.

Конкретный способ определения величины  $H_{см,0}$  для случая работы колеса в спиральном и цилиндрическом кожухах приведен в [3]. Величина  $Q_{\max,ли}$  принимается, вне зависимости от формы кожуха, пропорциональной величине  $\varphi_{ли}$  и определяется по выражению, действительному при всех типах лопаток.

$$Q_{\max,ли} = \frac{\varphi_{ли}}{360} 0,5 U_2 b_{пот} (\pi D_1 - Z \delta), \quad (3)$$

где  $U_2$ ,  $D_1$ ,  $b_{пот}$ ,  $\delta$ ,  $Z$  — соответственно, окружная скорость на внешнем диаметре лопаток, внутренний диаметр по лопаткам, ширина потока в междулопаточных каналах, толщина и число лопаток.

Расчетный учет влияния, оказываемого на аэродинамическую характеристику нециркулирующими массами, вышеизложенным способом вкупе с использованием представления об аэродинамической характеристике как результирующей двух частных позволяет с достаточной для практики точностью рассчитывать характеристики давления центробежных вентиляторов не только при различных значениях  $D_2$ ,  $D_1$ ,  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ ,  $b$ ,  $B$ , но и при значительных изменениях радиального зазора между колесом и внутренней образующей кожуха ( $A$ ) и выходного окна вентилятора ( $\varphi_{ли}$ ). (Здесь  $D_2$ ,  $D_1$ ,  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ ,  $b$ ,  $B$  — соответственно наружный и внутренний диаметры на лопатках, входной и выходной углы, ширина лопатки и ширина кожуха.)

На рис. 2 приведены не предсказуемые с аналогичной точностью методикой [1] расчетные характеристики вентиляторов, экспериментальные характеристики которых представлены на этом же рисунке.

Сопоставление указанных кривых показывает вполне приемлемую для практики точность расчетов. Причиной достаточно широкой универсальности предложенного расчета является «чуткое» реагирование

частных характеристик на изменение вышеотмеченных размеров вентилятора. Это позволяет достаточно точно рассчитывать с единых позиций аэродинамические характеристики как типичного промышленного вентилятора (Ц-13-50 №3— „0,806—28°“,  $A_{\text{вкл}}/R_2=1,0$ ,  $\varphi_{\text{вкл}}=60^\circ$ ), в котором влияние нециркулирующих масс невелико, так и типичного встроенного вентилятора (например, вентилятор генератора ОС-72—4— „0,56—90°“,  $A_{\text{вкл}}/R_2=0,07$ ,  $\varphi_{\text{вкл}}=135^\circ$ ), характеристика давления которого обусловлена, в основном, наличием нециркулирующих масс (рис. 3).

Другие примеры расчета, подтверждающие гибкость, точность и универсальность предложенного метода расчета, приведены в [3].

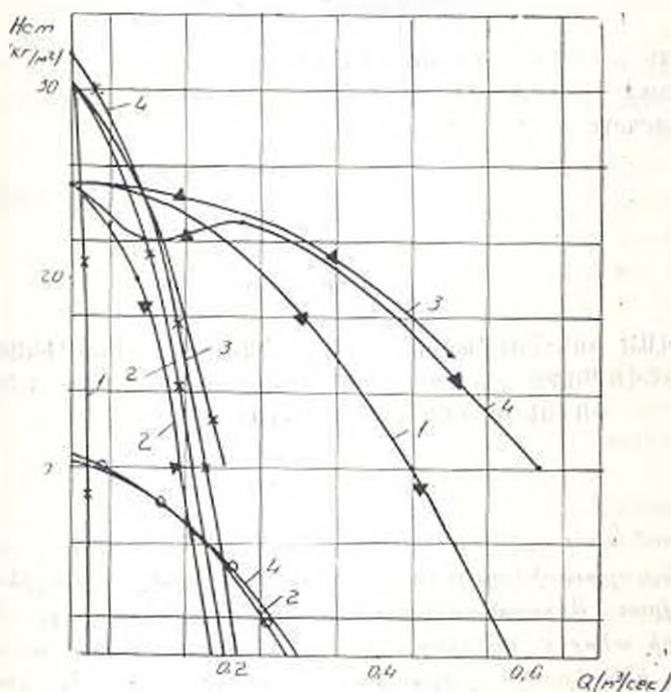


Рис. 3. Характеристики вентиляторов:

- ▲ — „0,806—28°“ при  $A_{\text{вкл}}/R_2=1,0$  и  $\varphi_{\text{вкл}}=60^\circ$ ;
- × — „0,56—90°“ при  $A_{\text{вкл}}/R_2=0,07$  и  $\varphi_{\text{вкл}}=135^\circ$ ;
- — „0,806—28°“ без кожуха;

- 1—частные характеристики от неизменного расхода в кожухе;
- 2—частные характеристики от нециркулирующих масс;
- 3—результатирующие характеристики;
- 4—экспериментальные характеристики.

Таким образом, учет влияния, оказываемого на аэродинамическую характеристику вентилятора нециркулирующими массами, позволяет производить с определенной точностью расчеты как оптимальных, так и неоптимальных центробежных вентиляторов. И если при расчете первых этот учет сказывается незначительно, то при расчете вторых он имеет определяющий характер.

В заключение отметим, что при работе колеса без кожуха, когда аэродинамическая характеристика обуславливается одними лишь нециркулирующими массами, ее построение также можно производить по выражению (1), но со следующими изменениями при определении величин  $H_{с.т.0}$  и  $Q_{\max}$ . Давление  $H_{с.т.0}$  определяется по выражению [1]:

$$H_{с.т.0} = \rho \frac{U_2^2 - W_2^2}{2} - \Delta H_{\text{кол}}. \quad (4)$$

Конкретный способ определения  $H_{с.т.0}$  для этого случая приведен в [3].

Максимальный расход  $Q_{\max}$  определяется из преобразованного выражения (3):

$$Q_{\max} = 0,5 U_2 b_{\text{пол}} (\pi D_1 - \delta Z). \quad (5)$$

Точность расчета аэродинамической характеристики в этом случае весьма высока (рис. 3) и превосходит точность, полученную при аналогичном расчете по методике [1].

ВШНИКЭ

Поступило 27.IV.1976.

Ա. Ա. ԱԼԵՔՍԱՆՅԱՆ,

ՆԵՐԿԱՌՈՒՅՎԱԾ ԿԵՆՏՐՈՆԱԼՈՒԹՅԱՆ ՕԳԱՓՈԽԻՉԻ ԱՆՐՈԳԻՆԱՄԻԿԱԿԱՆ ԲՆՈՒ-  
ԹԱԳՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿՈՒԹՅԱՆ ԶԵՐՋՊՏՏՎՈՂ ՄԱՍՍԱՆԵՐԻ ԾՆՈՐԴՆԻՎ ԱՌԱՋԱՑՈՂ  
ՓՈՓՈԽՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՌՔԻ ԵՂԱՆԱԿ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Հողվածում առաջարկվում է հաշվի առնել շրջապտտվող մասսաների ազդեցությունը ոչ օպտիմալ կենտրոնախույս օգափոխիչի անրոգինամիկական բնութագրի վրա: Անրոգինամիկական բնութագրերը ներկայացվում է երկու բաղադրիչների տեսքով, որոնցից մեկը ապահովվում է պատյանում անփոփոխ ելքով, իսկ մյուսը՝ շրջապտտվող մասսաներով: Այդ բնութագրերը դումարվում են որպես գերույական մատուցման ժամանակ հավասար ճնշում ունեցող երկու զուգահեռ աշխատող օգափոխիչների բնութագրեր:

Առաջարկվող եղանակը հնարավորություն է բնձնում գործնական տեսակետից բավարար ճշտությամբ հաշվարկել ինչպես օպտիմալ, այնպես էլ ոչ օպտիմալ օգափոխիչների անրոգինամիկական բնութագրերը:

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Невельсон М. И. Центробежные вентиляторы, Госэнергониздат, 1954.
2. Алексанян А. А. Исследование работы центробежных лопаточных колес в цилиндрических кожухах с окнами. Труды ВШНИКЭ, т. 7, Ереван, 1975.
3. Алексанян А. А., Арутюнян В. С. Исследование и расчет вентиляторов явнопольных синхронных машин с аксальной схемой вентиляции. Труды ВШНИКЭ, т. 8, Ереван, 1976.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Р. В. АМБАРЦУМЯНЦ

ПРОЕКТИРОВАНИЕ КУЛАЧКОВОГО МЕХАНИЗМА ПЕРИОДИЧЕСКОГО ОДНОСТОРОННЕГО ПОВОРОТА

В машинах-автоматах широко применяются кулачковые, зубчатые, зубчато-рычажные и др. механизмы, сообщающие рабочим органам периодический односторонний поворот. В этих механизмах обычно ведущим является звено, совершающее вращательное движение. Однако при конструировании различных машин иногда становится целесообразным преобразовать возвратно-поступательное движение ведущего звена в периодический односторонний поворот ведомого звена. Это даст возможность в случае необходимости значительно увеличить продолжительность остановки и, кроме того, в качестве приводов механизмов использовать гидро- или пневмоприводы, технология изготовления которых хорошо освоена промышленностью.

Ниже приводится решение задачи синтеза механизма\* для преобразования возвратно-поступательного движения ведущего звена в периодический односторонний поворот. Структурная схема механизма представлена на рис. 1.

Работа механизма осуществляется следующим образом. На конце ведущего звена 1, совершающего возвратно-поступательное движение, закреплен конус б, который, при движении его влево, заставляет палец 4 входить в прямолинейный участок  $cc'$  паза на ведомом звене 2.

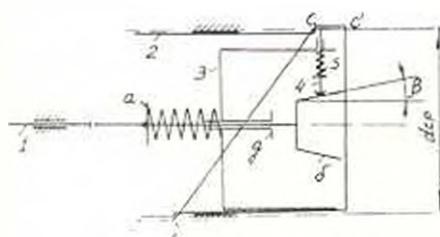
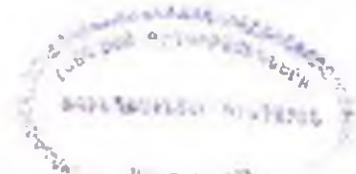


Рис. 1

\* Р. В. Амбарцумянц. Кулачковый механизм периодического поворота. Авт. св. № 349830. «Бюллетень изобретателя», № 26, 1972.



В дальнейшем конус  $b$  упирается в плоскость  $g$  сердцевинны 3, сообщает ей поступательное движение и с ней одновременно пальцу 4. Палец 4, двигаясь по наклонному участку паза  $cq$  на ведомом звене, заставляет его вращаться на некоторый угол.

На прямолинейном участке паза  $qq'$  ведомое звено останавливается и в случае необходимости в этом положении его можно фиксировать. При движении звена 1 из левого крайнего положения в правое, на участке паза  $qq'$  конус  $b$  отходит от плоскости  $g$  сердцевинны 3 и палец 4 под действием пружины 5 выходит из паза. После этого плоскость  $a$  ведущего звена посредством пружины 5 заставляет сердцевину двигаться до исходного положения. В дальнейшем цикл повторяется. Следует указать, что число пальцев 4 на сердцевине 3 и, следовательно, число пазов на ведомом звене может быть произвольным. Равномерное расположение этих пальцев по окружности приводит к сравнительно равномерному распределению крутящего момента на ведомом звене.

Если принимать ход ползуна 1 равным единице, то, как следует из вышесказанного, на пути ползуна  $S = 1 + cc' + qq'$  ведомое звено остается неподвижным. Отсюда следует, что с соответствующим выбором длин участков  $cc'$  и  $qq'$  можно получить остановки различной продолжительности. Такого результата можно добиться и при соответствующем выборе времени прямого и обратного ходов ведущего звена 1.

Переходим к определению параметров схемы этого механизма. Для этого ведомое звено представим в развернутом виде (рис. 2). Обозначим:  $H=1$  — перемещение ползуна с одного крайнего положения и другое;  $H_0$  — участок перемещения ползуна, за время которого ведомое звено поворачивается на заданный угол деления  $\psi$ ;  $\alpha$  — угол подъема паза  $cq$ .

Если  $z$  число позиций ведомого звена, то угол деления

$$\psi = \frac{2\pi}{z}. \quad (1)$$

Тогда средний диаметр звена 2 определяется из выражения (см. рис. 2)

$$d_{cp} = \frac{2H_0}{\psi \operatorname{tg} \alpha}.$$

С учетом выражения (1) получим:

$$d_{cp} = \frac{zH_0}{\pi \operatorname{tg} \alpha}. \quad (2)$$

Известно, что при проектировании механизмов периодического поворота заданным является коэффициент работы

$$k = \frac{t_n}{t_o}$$

где  $t_n$ ,  $t_o$  — продолжительности соответственно поворота и остановки ведомого звена.

Кроме того, считается заданным также время либо поворота, либо остоявки.

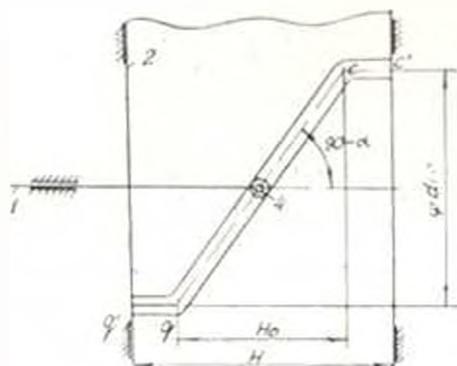


Рис. 2

В таком случае время одного полного цикла ведущего звена

$$T = t_n + t_o = t_{np} + t_{об}. \quad (3)$$

где  $t_{np}$ ,  $t_{об}$  — время прямого и обратного ходов ведущего звена.

Обозначим  $\frac{t_{об}}{t_{np}} = c$ . Преобразуя выражение (3), находим

$$T = (1 + c)t_{np} = \frac{1 + k}{k} t_n,$$

откуда получим

$$t_{об} = \frac{1 + k}{k(1 + c)} t_n. \quad (4)$$

Поскольку время  $t_{np}$  должно соответствовать перемещению ползуна на  $H = 1$ , то при условии постоянства скорости перемещения ведущего звена  $l$  получим

$$H_0 = \frac{k(1 + c)}{1 + k}. \quad (5)$$

Подставляя значение  $H_0$  в выражение (2), находим

$$d_{фр} = \frac{zk(1 + c)}{\pi(1 + k)tg\alpha}. \quad (6)$$

Если же ведущее звено перемещается неравномерно по закону  $S=S(t)$ , то длину участка  $H_0$  находим при известном времени  $t=t_n+t_n$ , где  $t_n$  — время перемещения ползуна на пути  $cc'$ . В таком случае  $H_0=S(t_n+t_n)$ . Ясно, что значение  $t_n$  зависит от длины отрезка  $cc'$ . Длину этого отрезка, а также отрезка  $qq'$  определим, исходя из следующих соображений. Величина хода пальца 4 равняется приращению конуса  $b$ , т. е.

$$cc' = \frac{h}{\operatorname{tg} \beta},$$

где  $h$  — глубина паза в ведомом звене 2;  $\beta$  — угол конуса  $b$ .

Ходом пальца 4 можно задаваться, исходя из конструктивных соображений. Чтобы обеспечить сравнительно плавный контакт конуса  $b$  с плоскостью  $g$  сердцевинки 3, целесообразно выбрать по возможности малую длину участка  $cc'$ . С точки зрения практики желательно принимать  $cc' = 0,05$ . Тогда  $h = 0,05 \operatorname{tg} \beta$ .

Для предотвращения заклинивания в паре палец-конус значение угла  $\beta$  должно удовлетворить неравенству  $\beta < |\beta|$ .

Диаметр пальца 4 определим из условия обеспечения допустимых контактных напряжений в зоне контакта палец-паз. Для этого примем следующие допущения:

а) крутящий момент ведомого звена равномерно распределяется по всем пальцам;

б) палец соприкасается с пазом по всей глубине паза.

В таком случае окружное усилие\* на каждый палец по среднему диаметру ведомого звена

$$P_{ок} = \frac{2M_c}{nd_{ср}}, \quad (7)$$

где  $M_c$  — максимальный момент сопротивления на ведомом звене во время его поворота;  $n$  — число пальцев.

Величина удельного давления на каждый палец

$$q_p = \frac{P_{ок}}{h} = \frac{125,6(1+k) \operatorname{tg} \alpha}{nzk(1+c) \operatorname{tg} \beta} M_c. \quad (8)$$

Воспользовавшись формулой Герца для контактных напряжений, находим

$$d_0 \geq \frac{22(1+k) \operatorname{tg} \alpha E_{оп} M_c}{nzk(1+c) (\operatorname{tg} \beta [\sigma_k])^2}. \quad (9)$$

\* Размерности  $P_{ок}$  и  $M_c$  совпадают, так как диаметр ведомого звена  $d_{ср}$  — безразмерная величина.

где  $E_{np}$  — приведенный модуль упругости соприкасающихся тел;  $\rho_{np}$  — приведенный радиус кривизны этих же тел;  $[\sigma_1]$  — допустимое контактное напряжение.

Поскольку действительное перемещение ведущего звена  $S_1 = a/l$ , а действительный средний диаметр ведомого звена  $d_1 = ad_{cp}$ , то действительный диаметр пальца  $d_{п1} = d_1/a^2$ .

Предельно допустимое число пальцев можно определить, исходя из условия обеспечения соседства между ними, т. е.

$$d_1 + e \geq d_{cp} \sin \frac{1}{2} \rho,$$

где  $e$  — расстояние между двумя соседними пазами;  $\rho$  — центральный угол между двумя соседними пазами в поперечном сечении ведомого звена.

Принимая  $e = 0,1 d_1$  и учитывая, что  $\rho = 2\pi/n$ , получим

$$n \leq \frac{2}{\arcsin 1,1 \frac{d_{cp}}{d_1}} \quad (10)$$

В заключение отметим, что ведущее звено указанного механизма может получить движение посредством рычажной цепи, образованной вращательными кинематическими парами. В частности, он может быть ведомым звеном кривошипно-ползунного механизма. Если ведущее звено приводится в движение с помощью газа или жидкости, то намного упрощается схема механизма (рис. 3) и улучшаются его динамические характеристики.

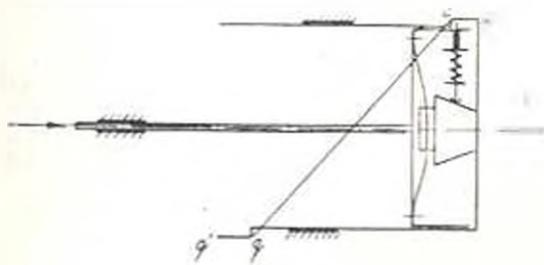


Рис. 3

Отличительная особенность этого механизма от предыдущего заключается в том, что конус 3 приводится в движение с помощью газа или жидкости при перемещении ведущего звена влево. Ясно, что длины участков  $cc'$  и  $qq'$  в этом случае могут быть выбраны более короткими, чем в рассмотренном выше случае, т. е. такими, чтобы открыть золотниковый клапан для подачи жидкости или газа. Расчетные формулы для этого механизма остаются такими, что и в предыдущем случае.

## Թ. Գ. ՀԱՄԱՐՁՈՒՄՅԱՆՑ

ՊԱՐԻԵՐԱԿԱՆ ԻՆՍՏԻՏՈՒՄ ՇՐՋՄԱՆ ԲՌԵՑՔԱՅԻՆ ԸՆԵՍԱՆԵՋՄԻ ԿԱՆԱԳՅՈՒՄ

## Ա մ փ ո փ ու մ

Եստիպագծոված է բնկրային մեխանիզմ, որում աանող օղակի հետադարձ-համընթաց տեղափոխումը վերածվում է տարվող օղակի պարբերական միակողմ շրջան:

Մասնոված էն արտահայտություններ, որոնք օղնուփյումը որոշվում են մեխանիզմի տեհայտ պարամետրները, երբ տրված են՝ տարվող օղակի դիրքերի քիվը, նրա աշխատանքի զործակիցը և կանգառի կամ պտտման ժամանակը:

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Р. А. УНАЦИЯ

ЦИЛИНДРИЧЕСКИЙ ИЗГИБ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ  
ВЯЗКО-УПРУГОЙ ПЛАСТИНКИ ПРИ  
ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Определение напряженно-деформированного состояния непрерывного слитка в зоне изгиба сводится к решению задачи цилиндрического изгиба прямоугольной плиты в высоком нестационарном температурном поле с переменной во времени жесткостью  $H(t)$ .

Так как траектория изгиба задана, то известно изменение во времени кривизны нейтрального слоя слитка, что позволяет определить напряжения, деформации, скорости деформаций и изгибающие моменты, действующие по всей длине зоны изгиба (рис. 1).

Задача рассматривается в двух постановках.

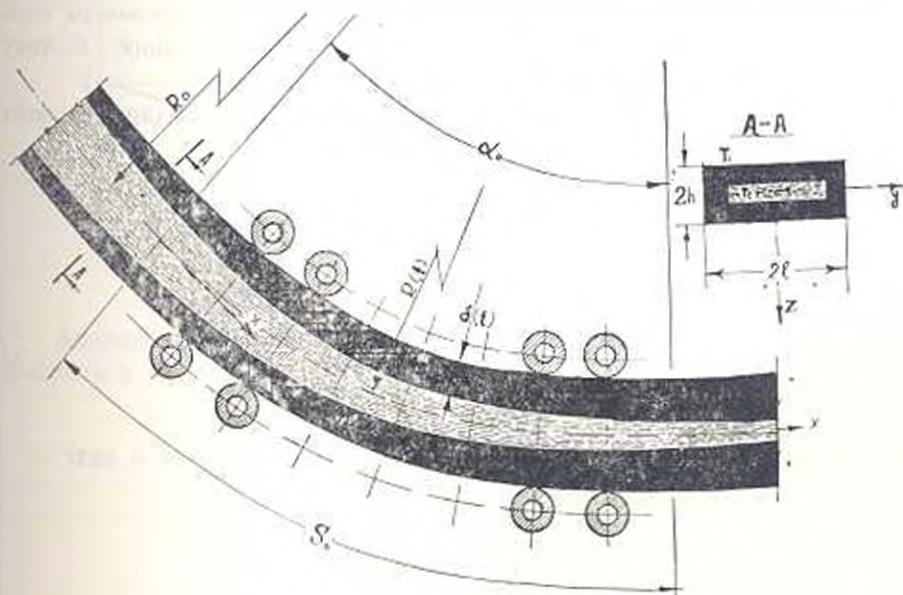


Рис. 1

1. На основе уравнений деформационной теории термопластичности приводится анализ напряженно-деформированного состояния слитка с учетом влияния температуры на механические характеристики стали. Функция упрочнения материала аппроксимируется степенной зависимостью.

II. В пластической постановке с учетом термопластичности стали при высоких температурах.

1. Определение полей напряжений, деформаций и скоростей деформаций в зоне разгиба непрерывного слитка в пластической постановке.

Решение задачи в данной постановке основывается на известном решении задачи цилиндрического изгиба прямоугольной плиты [3]. При этом дополнительно учтено, что деформационные характеристики материала в зоне изгиба зависят от температуры.

Зависимость между напряжениями и деформациями принимает следующий вид:

$$\sigma_x^p = \frac{4}{3} E(T) K(T)^{-2\lambda(T)} \varepsilon_x^{1-2\lambda(T)}, \quad (1)$$

где  $E(T) = E_0(1 - \lambda T)$  — модуль упругости стали;

$$E_0 = 2 \cdot 10^4 \text{ кг/см}^2; \quad \lambda = 0,0006783 \text{ 1/град};$$

$$T = T_1 + (T_c - T_1) \frac{\operatorname{erf} \left| \frac{P(h-z)}{\sqrt{t}} \right|}{\operatorname{erf} |P|}$$

— температурная функция в слитке [11];

$T_1$  — температура на поверхности слитка;  $T_c$  — температура солидуса;  $\sqrt{t}$  — толщина корки;  $z$  — коэффициент затвердевания;  $t$  — текущее время;  $P$  — коэффициент теплообмена.

На условия  $\sigma = \sigma_T$  при  $\varepsilon = \varepsilon$ , и  $\sigma = \sigma_{np}$  при  $\varepsilon = \varepsilon_{np}$  определяем неизвестные характеристики материала  $\lambda(T)$  и  $K(T)$ :

$$K(T) = \exp \left\{ -\frac{0,5}{\lambda(T)} \ln \left[ \frac{3:_{np}(T)}{4E(T)\varepsilon_{np}^{1-2\lambda(T)}} \right] \right\};$$

$$\lambda(T) = 0,5 \left\{ 1 - \frac{\ln \left[ \frac{\sigma_T(T)}{\sigma_{np}(T)} \right]}{\ln \left[ \frac{\varepsilon_T(T)}{\varepsilon_{np}(T)} \right]} \right\}. \quad (2)$$

Поскольку задается изменение кривизны в зоне разгиба и виде

$$\kappa(t) = \frac{1}{R_0} \left[ \frac{V(t-t_0)}{s_0} \right]^{1:m},$$

принимая гипотезу плоских сечений

$$\varepsilon(t) = \frac{z}{R_0} \left[ \frac{V(t-t_0)}{s_0} \right]^{1:m}, \quad (3)$$

решение уравнения (1) представим в следующем виде:

$$\sigma_x^p = \frac{4}{3} E(T) K(T)^{-2\lambda(T)} \left[ \frac{z}{R_0} \left[ \frac{V(t-t_0)}{s_0} \right]^{1:m} \right]^{1-2\lambda(T)}. \quad (4)$$

где  $t_0$  — момент начала разгиба слитка;  $R_0$  — начальный радиус кривизны;  $s_0$  — длина дуги в зоне разгиба;  $m$  — параметр, позволяющий варьировать скорость изменения кривизны слитка по длине зоны разгиба.

Экспериментальному исследованию пластических свойств стали при высоких температурах посвящены многочисленные работы [4–8]. В этих работах исследована зависимость механических свойств стали от факторов температуры и скорости деформации. Результаты экспериментов подробно приводятся авторами, а анализ этих исследований приведен в работах [9, 10]. На основе этих результатов построены графики деформации текучести, предела текучести, максимального относительного удлинения и предела прочности в интервале изменения температур 1200–1430°C (рис. 2).

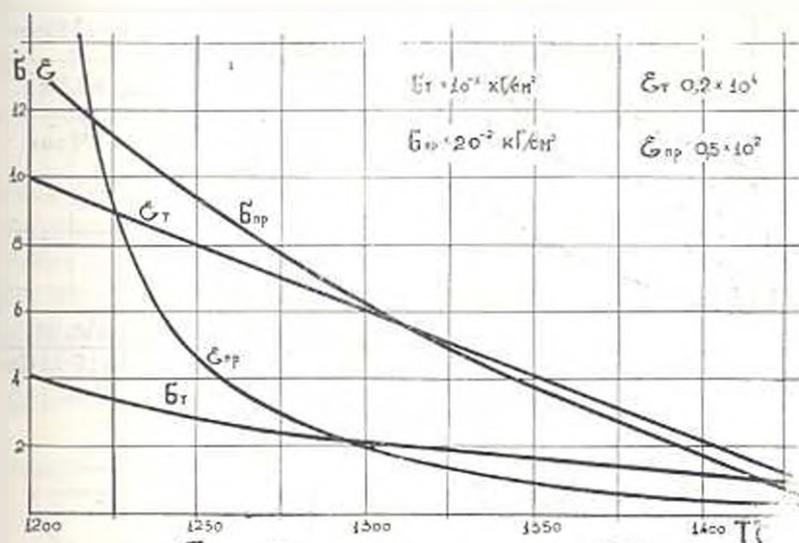


Рис. 2

Аппроксимирующие функции для этих характеристик пластичности выбраны в таком виде:

$$\epsilon_T = 0,0284783 - 1,95652 \cdot 10^{-5} T;$$

$$\sigma_T = 46851,796 \exp(-0,00587787 T);$$

$$\epsilon_{пр} = \frac{7,0160134}{T - 1192,2601} - 0,265113; \quad (5)$$

$$\sigma_{пр} = 45132,1728 \exp(-0,0038785 T) - 164,8.$$

Численные результаты полученного решения приведены на рис. 3 и 4 в виде графиков.

2. **Определение полей напряжений, деформаций и скоростей деформаций в пластической постановке с учетом ползучести.**

При ползучести стали в высоких температурах реологические соотношения принимаем в виде [2]

$$a(t) = A(T)z(t)^{\gamma}, \quad (6)$$

где

$$A(T) = \frac{d_1}{T_0 - d_2 T}; \quad \gamma = 1;$$

значения  $d_1 = 75,2$  и  $d_2 = 0,9975$  определяем из опыта.

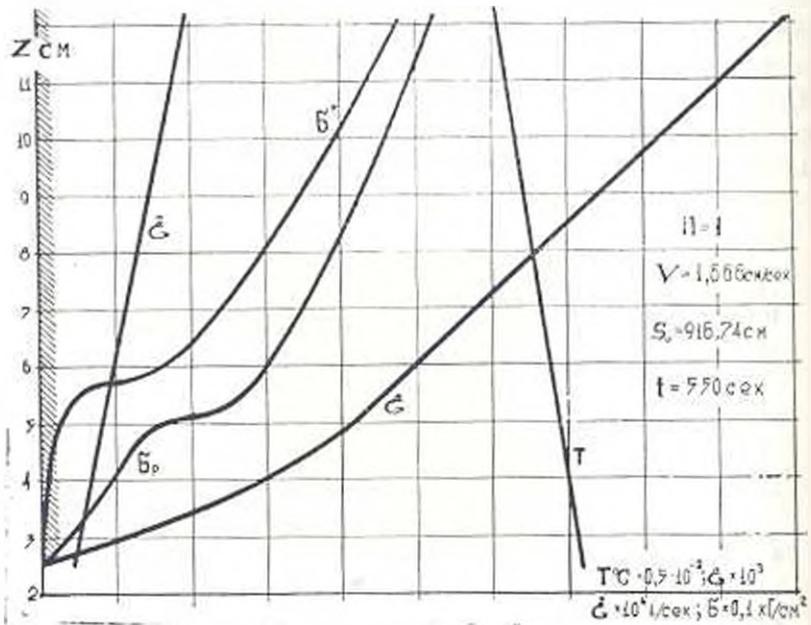


Рис. 3

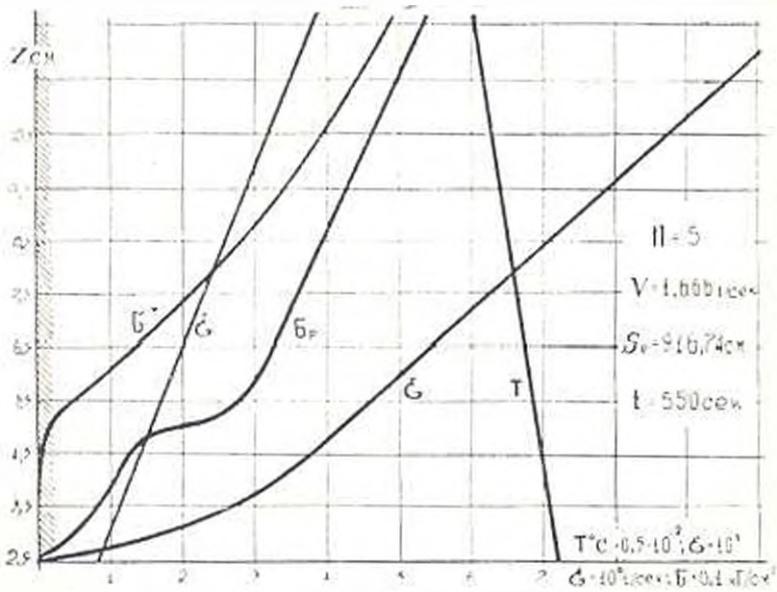


Рис. 4

Основываясь на соотношения (1) и (6) и принимая принцип суперпозиции, выражение связи между деформациями и напряжениями можно представить в виде

$$\varepsilon(t) = \left[ \frac{3\sigma(t)}{4E(T)K(T)^{-2\nu(T)}} \right]^{1+\nu(T)} + \int_{t_0}^t A(T)\sigma(\tau)d\tau. \quad (7)$$

При  $\nu(T)=0$  выражение (7) аналогично известным соотношениям теории ползучести Н. Х. Арутюняка [1] с ядром  $A(T)$ . При этом решение уравнения (7) имеет вид:

$$\sigma(t) = QE(T)\varepsilon \exp \left[ - \int_{t_0}^t \frac{d\tau}{D(\tau)} \right] \left\{ \int_{t_0}^t (\tau - t_0)^{\frac{1-m}{m}} \exp \left[ \int_{t_0}^{\tau} \frac{d\tau}{D(\tau)} \right] d\tau \right\}, \quad (8)$$

где

$$D(\tau) = \frac{1}{A(T) \cdot E(T)}, \quad Q = \frac{3V}{4R_0 s_0 m} \left| \frac{V}{s_0} \right|^{\frac{1-m}{m}}.$$

Выражение (8) можно принимать в качестве нулевого приближения решения уравнения (7).

Полученное нелинейное интегральное уравнение (7) относительно  $\sigma$  решается методом последовательных приближений.

Нулевое приближение имеет следующий вид:

$$\sigma_0^*(t) = \frac{4}{3} E(T)K(T)^{-2\nu(T)} \left\{ \frac{\varepsilon}{R_0} \left| \frac{V(t-t_0)}{s_0} \right|^{2m} \right\}^{1+\nu(T)}, \quad (9)$$

а  $n$ -ое приближение вычисляется по следующей рекуррентной формуле:

$$\sigma_n^*(t) = \frac{\varepsilon_{np}(T)}{\varepsilon_{np}(T)} \left[ \varepsilon(t) - \int_{t_0}^t A(T)\sigma_{n-1}^*(\tau)d\tau \right]. \quad (10)$$

Используя полученное распределение напряжений в зоне разгиба и учитывая заданную закономерность изменения кривизны нейтральной оси непрерывного слитка, можно перейти к определению изгибающих моментов, возникающих в опорных роликах. При этом используется интегральное соотношение [3], устанавливающее связь между изгибающим моментом, величиной действующего напряжения и кривизной, т. е.

$$M(t) = \frac{4\sigma(t)}{(1-\nu^2)} \left\{ L \int_{h-\sigma(t)}^h E(T)z^2 dz + \sigma(t) \int_0^{h-\sigma(t)} E(T)z^2 dz \right\}. \quad (11)$$

Ограничиваясь первым членом разложения температурной функции в ряд и интегрируя уравнение (11), получаем следующее выражение для изгибающего момента:

$$M(t) = \frac{4E_0}{(1-\nu^2)R_0} \left| \frac{V(t-t_0)}{s_0} \right|^{1+m} \left\{ L[h^2 - (h-\sigma(t))^2] \times \right.$$

$$\times \left[ \frac{1}{3} - 400\lambda + 76,666 \frac{\lambda h}{z(t)} \right] + \frac{57,5 \cdot l}{z(t)} [h^4 - (h - z(t))^4] + \\ + z(t) \{h - z(t)\}^3 \left[ \frac{1}{3} - 400\lambda - 76,666 \frac{\lambda h}{z(t)} \right] + 57,5 l [h - z(t)]^4. \quad (12)$$

Из формулы (3) определяем скорость изменения деформации слитка

$$\dot{z} = \frac{zV}{mR_0 s_0} \left| \frac{V(t-t_0)}{s_0} \right|^{\frac{1-m}{m}}. \quad (13)$$

Прочностные характеристики стали при высоких температурах зависят и от скорости деформации, поэтому определяющую траекторию разгиба слитка необходимо выбирать такой формы, чтобы процесс выпрямления слитка протекал при высоких скоростях деформации.

Вычисления проведены при следующих значениях параметров:

$$m = 1 \quad V = 1,666 \text{ см/сек} \quad (s_0 = 916,74 \text{ см}; \quad s_0 = 224,185 \text{ см});$$

$$m = 1 \quad V = 3,333 \text{ см/сек} \quad (s_0 = 916,74 \text{ см}; \quad s_0 = 224,185 \text{ см});$$

$$m = 5 \quad V = 1,666 \text{ см/сек} \quad (s_0 = 916,74 \text{ см}; \quad s_0 = 224,185 \text{ см});$$

$$m = 5 \quad V = 3,333 \text{ см/сек} \quad (s_0 = 916,74 \text{ см}; \quad s_0 = 224,185 \text{ см}).$$

Результаты вычислений приведены на рис. 3—6 в виде графиков.

На рисунках 3 и 4 приведены графики распределения напряжений (звездочкой обозначены напряжения, вычисленные с учетом ползучести стали), деформаций, скоростей деформаций и температуры по сечению слитка в разные моменты времени.

На рисунках 5 и 6 приведены графики изменения во времени тех же величин для двух точек корки слитка (одна точка находится на поверхности слитка, вторая — на небольшом расстоянии от зоны кристаллизации).

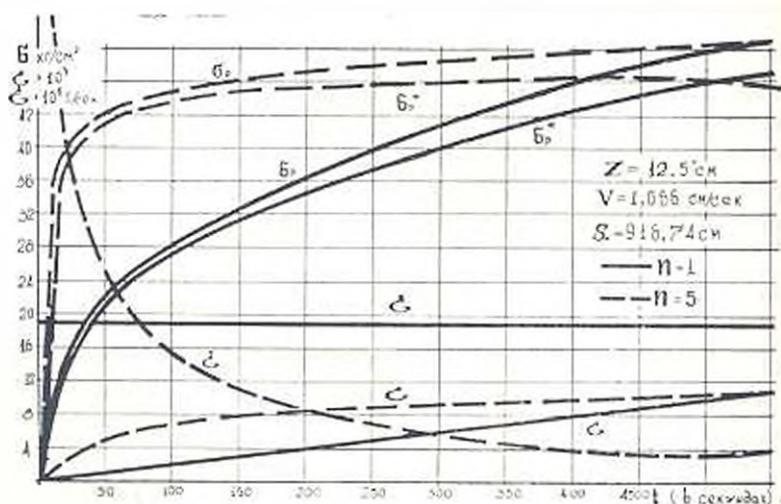


Рис. 5

Анализ приведенных результатов показывает:

1. При  $m=1$  (для существующих конструкций МНЛ Уралмашзавода) наиболее опасными, с точки зрения трещинообразования, являются слои корки, в которых температура выше  $1350^{\circ}\text{C}$ . Напряжения в этих точках мало отличаются (30—60%) от максимальных напряжений, действующих в корке, а скорости деформаций малы, что может привести к нарушению сплошности материала. Затухание напряжений наиболее интенсивно происходит в этой же зоне. Уменьшение длины зоны разгиба приводит к увеличению напряжений. Тот же эффект наблюдается при увеличении скорости перемещения слитка.



Рис. 6.

2. При  $m=5$  принятая кривая разгиба оси слитка предполагает существование бесконечно больших скоростей деформаций корки в начальный момент. Соответственно большими оказываются и деформации в этой стадии. Большие скорости деформаций вызывают быстрый рост напряжений в начальной стадии разгиба, но при этом увеличиваются предел прочности и максимально допустимые деформации для стали. При этом увеличение интенсивности затухания напряжений позволяет в конце зоны разгиба получить напряжения не превышающие напряжений, действующих в конце зоны разгиба при  $m=1$ . В этом случае влияние изменения длины зоны разгиба или скорости перемещения слитка на напряженное состояние корки слитка намного меньше.

ЕрIII ил. К. Маркса

Поступило 9.1.1976

Н. А. ЗИНАБЕК

ՈՒՂԱՆԿՅՈՒՆ ԶԱՏՎԱԾՔՈՎ ԽՈՒՐ ԱՌԱՋԴԱՆՄԱՆՈՒԹՅՈՒ ԳՂԱՆԱԿԱՆ ԽՌՈՒՄԸ  
ԲԱՐՁՐ ԶԵՐՈՒՅԻՆ ԳԱՆՅՈՒՄ

Ա մ փ ո փ ու մ

Հողվածուժ քննարկված է ուղղանկյուն ճատիածրով պողպատե սալի առաձգա-մամուրիկ ծաման խնդիրը, ոչ սառարունար բարձր ջերմային դաշ-

տում, երբ պողպատի առաձգական հաստատունները և սողքի շափը կախված են ֆերմաստիճանից:

Խնդրի լուծումը բերվում է ոչ-ստատիկ ինտեգրալ հավասարման: Որպես որինակ ուսումնասիրված է պողպատե սալի դրանական ծոման ինդիրը երկու տարրեր դեպքերի համար:

### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Арутюнян Н. X. Теория ползучести, 1953.
2. Работнов Ю. Н., Милейко С. Т. Кратковременная ползучесть, М., 1970.
3. Тимченко С. П., Войновский-Кригер С. Пластинки и оболочки, 1966.
4. Гуляев Б. Б. Литейные процессы. Машинз, 1960.
5. Гулгин Н. Н., Гуляев Б. Б. «Сталь», 1961. № 9.
6. Гулгин Н. Н. и др. Исследование механических свойств стали при температурах, близких к точке кристаллизации. В сб. «Кристаллизация металлов», 1960.
7. Третьяков А. В. и др. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании, М., 1971.
8. Соколов Л. Д. Сопротивление деформации сталей, М., 1963.
9. Леонова Э. А. Механические свойства металлов в окрестности температуры кристаллизации. «Упругость и неупругость», вып. 1, 1971.
10. Журавлев В. А., Китаев Е. М. Теплофизика формирования непрерывного слитка.
11. Карслоу Г. С., Егер Д. Г. Теплопроводность твердых тел, М., «Наука», 1964.

МЕТАЛЛУРГИЯ

В. М. СААКЯН, М. Б. ГЕВОРКЯН

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ КОРРЕЛЯЦИОННОГО АНАЛИЗА  
 ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ПРОМЫШЛЕННОГО  
 ПРОЦЕССА ФЛОТАЦИИ

Настоящая статья посвящена вопросам экспериментального получения статистического математического описания промышленного процесса флотации с использованием данных, собранных в режиме нормальной работы объекта на обогатительной фабрике Кафанского медворудного комбината. Изучалось влияние предварительно выбранных факторов (реагентный режим, плотность пульпы, производительность флотомашин, содержание меди в руде) на основные выходные показатели процесса флотации  $\epsilon$ ,  $\beta$ ,  $t$ .

На первой секции обогатительной фабрики по каждому параметру был собран статистический материал объемом  $n=460$ . Задача была решена методом корреляционного анализа по специальной программе, разработанной для ЭВМ «Раздан-3». Предварительным условием проведения корреляционного анализа является определение характера изменения каждого параметра. Были построены эмпирические кривые

Ф а к т о р ы	Выходные параметры
Кс—бутиловый ксантогенат-собира- тель (г/т)	$\epsilon$ —извлечение меди в концентрат (%)
pH—щелочность пульпы (—)	$\epsilon = \frac{M_k}{M_p} \cdot 100$ % (где $M_k=3N_{\text{сг}}$ ;
T-66—флотомасло-пенообразова- тель (г/т)	$M_p=10Q$ )
$\rho$ —плотность пульпы (г/л)	$\beta$ —содержание меди в концентрате (%)
$\alpha$ —содержание меди в руде (%)	$t$ —содержание меди в отвальных хвостах (%)
P—производительность флотомашин (т/час)	$M_k$ —металл в концентрате (т)
	$\gamma$ —выход (%)
	$M_p$ —металл в руде (т)

распределения параметров. Для каждого из них были подсчитаны коэффициенты вариации и первые четыре момента с их среднеквадратическими ошибками, т. е.

средняя арифметическая 
$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n};$$

среднее квадратическое отклонение  $\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n}}$ ;

показатель асимметрии  $A = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^3}{\sigma^3}$ ;

показатель эксцесса  $E = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^4}{\sigma^4} - 3$ ;

коэффициент вариации  $v = \frac{\sigma}{\bar{x}} \cdot 100 \%$ ;

$\sigma_{\bar{x}} = \frac{\sigma}{\sqrt{n}}$ ;  $\sigma_s = \frac{\sigma}{\sqrt{2n}}$ ;  $\sigma_A = \sqrt{\frac{6}{n}}$ ;  $\sigma_E = \sqrt{\frac{24}{n}}$ ;  $\sigma_v = \frac{v}{\sqrt{2n}} \sqrt{1 + 2\left(\frac{v}{100}\right)^2}$ .

Результаты сведены в табл. 1.

С помощью эмпирических показателей асимметрии ( $A$ ) и эксцесса ( $E$ ) была произведена приближенная проверка гипотезы нормальности. Нормальность закона распределения подвергалась сомнению, если хотя бы одна из указанных характеристик по абсолютной величине значительно превосходила свою среднюю квадратическую ошибку. В результате проверки распределение параметров  $\beta$ ,  $\delta$ ,  $t$ ,  $\gamma$ ,  $M_k$  оказалось близким к нормальному. Распределение параметра  $T-66$  оказалось отличным от нормального. Кривая имеет значительную асимметрию и резко выраженный эксцесс. Более тщательный анализ результатов эксперимента и проверка нормальности производилась с помощью критерия соответствия  $\chi^2$ .

Оценки зависимостей между параметрами формы и степенью влияния каждого фактора на технологические показатели процесса давались на основе методов парной корреляции.

Для оценки тесноты линейной связи определялся коэффициент корреляции

$$r = \frac{\sum (y - \bar{y})(z - \bar{z})}{\sigma_y \sigma_z \cdot n}.$$

В табл. 2 приведены коэффициенты корреляции между входными и выходными переменными. Значимость коэффициентов корреляции определялась по формуле:

$$t = \frac{|r| \sqrt{n}}{\sqrt{1-r^2}}.$$

Если  $t \geq 1,96$ , то с надежностью вывода 0,95 отвергается гипотеза о некоррелированности рассматриваемых величин. В результате проверки (табл. 3) значимыми оказались коэффициенты корреляции между выходом  $\epsilon$  и входами  $K_c$ ,  $\rho$  и  $\alpha$ ; между выходом  $\beta$  и входами  $K_c$ ,  $T-66$  и  $\alpha$ . Для выхода  $t$  незначимыми оказались только коэффициенты корреляции с  $\rho$  и  $K_c$ . Количественным этапом проведенного ис-

следования являлось получение математического описания, т. е. линейных уравнений регрессии. Предварительно все переменные были переведены в стандартизованный масштаб по формулам:

$$t_{yi} = \frac{y_i - \bar{y}}{\sigma_y}; \quad t_{xi} = \frac{x_i - \bar{x}}{\sigma_x}$$

Введение стандартизованного масштаба позволяет оценить сравнительное влияние каждого входного параметра на выходные.

Величина коэффициента при соответствующей переменной характеризует представительность данной переменной в общей совокупности исследуемых переменных, а знак коэффициента определяет направление эффекта. Неизвестные коэффициенты  $\beta$  в стандартизованных уравнениях регрессии

$$t_{yi} = \beta_{i1}t_{x1} + \beta_{i2}t_{x2} + \dots + \beta_{im}t_{xm}$$

определялись при помощи метода наименьших квадратов.

Таблица 1

Факторы	$\bar{x} \pm \sigma_{\bar{x}}$	$\sigma \pm \sigma_{\sigma}$	$v \pm \sigma_{v_i}$	$A \pm \sigma_A$	$E \pm \sigma_E$
pH	11.85 ± 0.0147	0.307 ± 0.0104	2.593 ± 0.8799	-0.682 ± 0.1142	1.071 ± 0.2284
Kc	10.23 ± 0.1585	3.301 ± 0.1206	32.282 ± 1.2045	0.967 ± 0.1112	0.554 ± 0.2284
ρ	1178.63 ± 1.8759	39.126 ± 1.3265	3.32 ± 0.1127	0.47 ± 0.1142	0.674 ± 0.2284
T-66	136.71 ± 2.3735	19.447 ± 1.6783	36.17 ± 1.379	1.655 ± 0.1142	3.215 ± 0.2284
α	1.29 ± 0.0162	0.337 ± 0.0114	26.038 ± 0.9407	0.611 ± 0.1142	0.284 ± 0.2284
ρ	61.58 ± 0.3642	7.578 ± 0.2575	12.306 ± 0.4214	-0.245 ± 0.1142	-0.006 ± 0.2284
ε	89.75 ± 0.1071	2.235 ± 0.0758	2.49 ± 0.0845	-1.474 ± 0.1142	4.035 ± 0.2284
ε	17.31 ± 0.0857	1.788 ± 0.0606	10.329 ± 0.3539	-0.783 ± 0.1142	1.952 ± 0.2284
t	0.14 ± 0.0013	0.027 ± 0.0009	19.974 ± 0.7037	2.835 ± 0.1142	10.866 ± 0.2284
γ	6.76 ± 0.0577	1.203 ± 0.0408	78.032 ± 3.9398	0.415 ± 0.1142	0.028 ± 0.2284
Mk	5.6 ± 0.0793	1.655 ± 0.056	29.555 ± 1.086	0.36 ± 0.1142	-0.0042 ± 0.2284

Таблица 2

	pH	Kc	T-66	ρ	α	Q
pH	1	0.0316	0.063	0.019	0.059	-0.092
Kc	0.0316	1	0.4826	0.063	0.0612	-0.407
T-66	0.063	0.4826	1	0.1349	0.224	-0.238
ρ	0.019	0.063	0.1349	1	0.0404	-0.0104
α	0.059	0.0612	0.224	0.0404	1	0.13268
Q	-0.092	-0.407	-0.238	-0.0104	0.13268	1

Таблица 3

	pH	Kc	T-66	ρ	α	Р
α	-0.0206	0.15	0.079	-0.107	0.3002	-0.077
β	0.04812	0.1107	-0.104	-0.044	0.509	0.043
γ	0.057	-0.0705	0.094	0.112	0.34	0.168

Ниже приведены уравнения регрессии в стандартизованном масштабе:

$$t_1 = -0,044 t_{PH} + 0,136 t_{Ke} - 0,06 t_1 - 0,12 t_{T-66} + 0,316 t_a - 0,084 t_p;$$

$$t_2 = -0,796 t_{PH} - 0,09 t_{Ke} + 0,059 t_1 - 0,019 t_{T-66} + 0,594 t_a - 0,221 t_p;$$

$$t_3 = -0,47 t_{PH} - 0,096 t_{Ke} - 0,092 t_1 + 0,082 t_{T-66} + 0,235 t_a - 0,376 t_p.$$

Полученные коэффициенты регрессии были проверены на значимость их отличия от нуля по критерию Стьюдента. Для этого, исходя из предположения о нормальности распределения, было подсчитано

$$t_j = \frac{\beta_j}{\sigma_{\beta_j} \sqrt{a_{jj}}},$$

где  $a_{jj}$  — диагональный элемент обратной матрицы коэффициентов корреляции. Операция обращения корреляционной матрицы была выполнена на ЭВМ. В результате проверки все коэффициенты оказались значимыми. Теснота линейной связи между выходными координатами и всей совокупностью входных переменных была оценена с помощью коэффициента множественной корреляции

$$R_{y_i} = \sqrt{\beta_{1i}^2 t_{y_1 x_1}^2 + \beta_{2i}^2 t_{y_2 x_2}^2 + \dots + \beta_{mi}^2 t_{y_m x_m}^2}.$$

Совокупный коэффициент корреляции корректировался на число параметров уравнения регрессии по формуле

$$\bar{R} = \sqrt{1 - (1 - R^2) \frac{n-1}{n-6}}.$$

Реальность выведенной связи устанавливалась путем сравнения коэффициента  $R$  с  $\sigma_R$ , где  $\sigma_R = \frac{1-R^2}{\sqrt{n}}$ .

Таблица 4

Параметр	$R$	$\sigma_R$	$ R /\sigma_R$	$R_1$	$R_2$
$y_1$	0.3660	0.0104	9.064	0.2832	0.4116
$y_2$	0.5216	0.0337	15.596	0.4885	0.6715
$y_3$	0.1320	0.0458	2.881	0.0397	0.2190

В табл. 4 приведены рассчитанные значения  $|R|/\sigma_R$ , показывающие, что связь реальна для каждого полученного уравнения. Доверительные границы  $R$  определялись с помощью критерия Фишера  $R = \text{th} Z$ , откуда  $Z = \frac{1}{2} \ln \frac{1+R}{1-R}$ .

Учитывая нормальность распределения  $Z$ , можно написать

$$P \{ -\alpha \sigma_Z < Z - Z_0 < \alpha \sigma_Z \} = \Phi(\alpha).$$

Имея  $\sigma_z = \sqrt{\frac{1}{n-3}}$  и задаваясь вероятностью  $P=0,95$ , вычисляем доверительные границы для  $Z$ :  $Z_1 = Z - z\sigma_z$  и  $Z_2 = Z + z\sigma_z$ . Далее, осуществляя обратный переход, находим соответственные  $R_1$  и  $R_2$ .

Значения коэффициентов детерминации  $D_1 = 0,134$ ;  $D_2 = 0,272$ ;  $D_3 = 0,017$  показывают, что полученные линейные уравнения недостаточно полно отображают существующие зависимости. Расчетные значения критерия Фишера  $F_1 = 1,15$ ;  $F_2 = 1,37$ ;  $F_3 = 1,02$  указывают на неадекватность полученных линейных уравнений, что объясняется тем, что не все существенные параметры включены в уравнения, либо первый порядок уравнений не соответствует действительности. В этой связи ставится новый эксперимент с повышенной точностью регистрации переменных для разработки нелинейной модели методами регрессионного анализа.

**Вывод.** Анализ линейных уравнений показал их неадекватность промышленному процессу флотации в исследуемом диапазоне изменения переменных, следовательно, процесс описывается более сложным уравнением.

ВЦ АН АрмССР

Поступило 4.11.1975

Գ. Մ. ՍԱՀԱԿՅԱՆ, Մ. Ր. ԴԵՂՈՐԴՅԱՆ

ԿՈՌԵԼՅԱՑԻՈՆ ՎԵՂՈՒԹՈՒԹՅԱՆ ՄԵԹՈԴՆԵՐԻ ԿՐԻԱԹՈՒՄԸ ՅԼՈՏԱՑԻԱՅԻ ԱՐԴՅՈՒՆԱԹԵՐԱԿԱՆ ՊՐՈՑԵՍԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒԹՅԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ

Ա մ փ ո փ ու մ

Ճշեկրով նախնական հետազոտությունների արդյունքներից, բացահայտվել են Ղափանի պղնձահանրային կոմբինատի հարստացուցիչ ֆարրիկայի ֆլոտացիայի պրոցեսի երաչին ցուցանիշների վրա ազդող հիմնական գործոնները: Ֆլոտացիայի բաժնի աշխատանքի տեխնոլոգիական ցուցանիշների վրա բնտրված գործոնների ազդեցությունը հետազոտելու նպատակով դրվել է պարամետրների դրանցման փորձ օբյեկտի նորմալ շահագործման պայմաններում՝ հաշվի առնելով հապտոզման մամանակը յուրաքանչյուր կանալում:

Ցուրաքանչյուր պարամետրի համար հաշվված են  $\bar{x}$ ,  $s$ ,  $A$ ,  $E$ ,  $v$  վիճակագրական բնութագրերը: Պարամետրների միջև կախումների գնահատականները, տեխնոլոգիական ցուցանիշների վրա յուրաքանչյուր գործոնի ազդեցության տեսքն ու աստիճանը տրվում են գույզ կոռելյացիայի մեթոդ-

ներքին հիման վրա: Աստղագիտական և զոնային սեղանախառնի համաժամարումներն ըստ յուրաքանչյուրի կիրառելի ջուլյանիշի: Աստղագիտական և ստղագիտական համաժամարումների աղերթատություններ, որք ջուլյան և սվեդի, որ դրանք աղերթատ լինելու փոփոխականների փոփոխության գիտապատկերում:

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Смирнов Н. В., Дунин-Барковский Н. В. Краткий курс математической статистики для технических приложений. Физматгиз, М., 1959.
2. Труды МЭИ. Выпуск 1, М., 1963.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

Л. М. ГАВТОВА

РАСЧЕТ НА ИЗГИБ УПРУГО-ПОЛЗУЧЕЙ ЖЕЛЕЗОБЕТОННОЙ ПЛИТЫ НА УПРУГО-ПОЛЗУЧЕМ ОСНОВАНИИ

В настоящей работе, исходя из наследственной теории ползучести Маслова-Арутюнян [1] и из вариационных уравнений [2, 3], получено вариационное уравнение для изгиба железобетонной упруго-ползучей плиты на упруго-ползучем основании. Задача сводится к системе интегральных уравнений для симметрично-армированных железобетонных плит при учете ползучести бетона и основания. Вопросы, связанные с напряженно-деформированным состоянием упруго-ползучих бетонных конструкций на упруго-ползучем основании, рассмотрены в работах [4, 5] и др.

1° Пусть железобетонная симметрично-армированная плита находится в равновесии под действием внешних заданных сил. Принимаем, что внешние силы такие, что элемент плиты испытывает только изгибающие и крутящие моменты  $M_{ij}(t)$ .

Зависимости между компонентами деформаций и напряжений в бетоне имеют вид [1]:

$$\varepsilon_{ij}(t) = \frac{1}{E} [(1 + \nu)\sigma_{ij}(t) - \nu\sigma(t)\delta_{ij}] + \frac{1}{E} \int_{\tau_0}^t [(1 + \nu)\varepsilon_{ij}(\tau) - \nu\sigma(\tau)\delta_{ij}] K(t, \tau) d\tau, \quad (i, j = 1, 2) \quad (1)$$

где  $\nu$  — коэффициент Пуассона;  $\delta_{ij}$  — символ Кронекера;  $\sigma(t)$  — сумма нормальных напряжений;  $E$  — модуль деформации бетона;

$$K(t, \tau) = -E\varphi'(\tau) + E[\varphi'(\tau) + \gamma\varphi(\tau)]e^{-W(t-\tau)}; \quad (2)$$

$\varphi(\tau) = A/\tau + C_0$ ;  $A$ ,  $\gamma$ ,  $C_0$  — характеристики ползучести бетона; материал арматуры считаем идеально упругим с модулем упругости  $E_1$ .

По гипотезе прямых нормалей, деформации бетона в момент  $t$  будут

$$\varepsilon_{ij}(t) = \varepsilon_{ij}(t)z, \quad (3)$$

где  $\varepsilon_{ij}(t)$  — кривизна нейтрального слоя плиты.

Усилия связаны с напряжениями следующими соотношениями [3, 6]:

$$\int_{-h}^h \sigma_{ij}(t)zdz + 2\sigma_{ij}^*(t)\delta_{ij}\Delta_{ij}h = M_{ij}(t), \quad (4)$$

где  $\sigma_{ij}^*(t)$  — напряжения в арматуре;  $\Delta_{ij} = \mu_{ij} H$  — площадь слоя арматуры;  $H = 2h$  — толщина плиты (рис. 1).

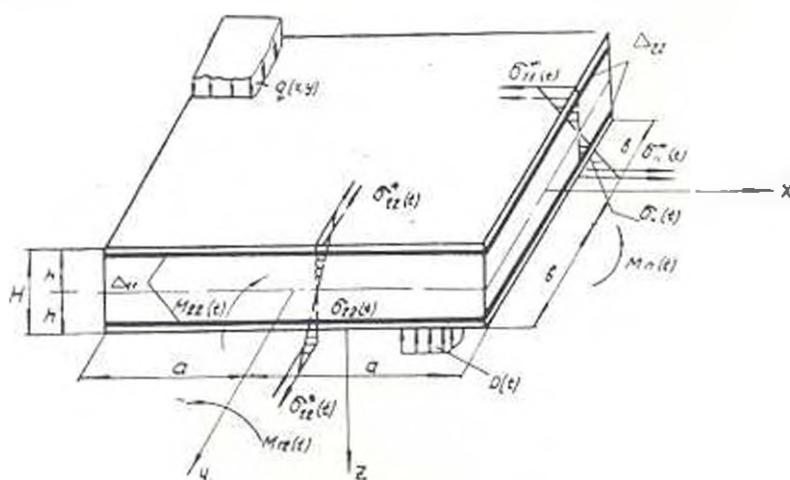


Рис. 1

Используя соотношения (1), выражения деформации бетона (3), уравнение (4) и условие совместности деформаций бетона и арматуры

$$\sigma_{ij}^*(t) = E_i \mu_{ij}(t) \delta_{ij}, \quad (5)$$

получим:

$$M_{ij}(t) = D \left[ (1 - \nu) \kappa_{ij}(t) + \nu x(t) \delta_{ij} \right] - D \int_0^t \left[ (1 - \nu) \kappa_{ij}(\tau) + \nu x(\tau) \delta_{ij} \right] R(t, \tau) d\tau, \quad (6)$$

Здесь  $D = \frac{EH^3}{12(1-\nu^2)}$  — цилиндрическая жесткость плиты;  $x(t) = x_{11}(t) - x_{22}(t)$ ;  $R(t, \tau)$  — резольвента ядра  $\rightarrow K(t, \tau)$  и имеет вид [7]

$$R(t, \tau) = \gamma(\tau) - \gamma - \Theta(\tau) \int_0^t \exp \left| - \int_0^t \gamma(z) dz \right| d\tau,$$

где

$$\gamma(\tau) = \gamma \left[ 1 + \nu E_0 \varphi(\tau) \right]; \quad \Theta(\tau) = \gamma'(\tau) + \gamma^2(\tau) - \gamma \gamma(\tau); \quad (7)$$

$E_0 = E_i(1 - \nu^2)$ . В данном случае  $\nu = 1$ . Уравнение (6) выражает зависимость между компонентами внутренних сил и кривизны при изгибе железобетонной плиты.

2° Пусть упруго-ползучая плита на упруго-ползучем винклеровом основании под действием заданных поперечных сил находится в равновесии. Тогда согласно началу возможных перемещений будем иметь:

$$\delta \mathcal{E}(w) = \iint_s \left[ M_{11} \delta x_{11} + M_{22} \delta x_{22} + M_{12} \delta x_{12} + k_0 w \delta w - \right. \\ \left. - k_0 \int_{\tau_1}^t w(\tau) \delta w(t) R_1(t, \tau) d\tau \right] dx dy - \delta A(t) = 0, \quad (8)$$

где  $k_0$  — коэффициенты постели;  $\delta A(t)$  — приращение работы внешних сил;  $R_1(t, \tau)$  — резольвента ядра  $\gamma_1 K_1(t, \tau)$ , вид которой определяется (7) и (2) заменой характеристик бетона на характеристики грунта  $C_1, \tau_1, A_1, E_1$  [8].

Вводя аналогично [2] функцию

$$U(t, \tau) = \frac{D}{2} (x_{11}(t)x_{11}(\tau) + x_{22}(t)x_{22}(\tau) + \\ + \nu [x_{11}(t)x_{22}(\tau) + x_{22}(t)x_{11}(\tau)] + (1 - \nu)x_{12}(t)x_{12}(\tau)) \quad (9)$$

и используя (6), после некоторых преобразований получим:

$$\delta \mathcal{E}(w) = \delta \iint_s \left\{ U(t, t) - 2 \int_{\tau_1}^t U(t, \tau) R(t, \tau) d\tau + \right. \\ \left. + \frac{\mu_{11} E_1 H^3}{4} \left[ x_{11}^2(t) + \frac{\mu_{22}}{\mu_{11}} x_{22}^2(t) \right] + \frac{k_0}{2} \left[ w^2(t) - \right. \right. \\ \left. \left. - 2 \int_{\tau_1}^t w(\tau) w(t) R_1(t, \tau) d\tau \right] - A(t) \right\} dx dy = 0. \quad (10)$$

Уравнение (10) выражает вариационное уравнение изгиба симметрично-армированной железобетонной плиты на упруго-ползучем основании.

Возьмем выражение прогиба плиты в виде конечной суммы:

$$w(t) \approx \sum_{i=1}^n a_i(t) \psi_i(x, y), \quad (11)$$

где  $\psi_i(x, y)$  — известные функции, удовлетворяющие граничным условиям. Тогда из (10) следует система уравнений

$$\frac{\delta \mathcal{E}}{\delta a_k(t)} = 0, \quad (12)$$

из которых определяются неизвестные функции  $a_i(t)$ . Введем обозначения:

$$\delta_{ik} = \iint_s D \left[ \psi_i' \psi_k' + \psi_i \psi_k'' + \nu (\psi_i' \psi_k'' + \psi_i \psi_k''') + \right. \\ \left. + 2(1 - \nu) \psi_i \psi_k'' + \frac{\mu_{11} E_1 H^3}{2D} \left( \psi_i \psi_k'' + \frac{\mu_{22}}{\mu_{11}} \psi_i \psi_k'' \right) + \frac{k_0 \psi_i \psi_k}{D} \right] dx dy; \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \delta_{ik}^* &= \iint_j D [\psi_i^* \psi_k^* + \ddot{\psi}_i \ddot{\psi}_k + \nu (\psi_i^* \ddot{\psi}_k + \ddot{\psi}_i \psi_k^*) + 2(1-\nu) \dot{\psi}_i \dot{\psi}_k] dx dy; \\ \delta_{ik}^{**} &= k_0 \iint_j \psi_i \psi_k dx dy; \quad \Delta_{ip} = \iint_j q(x, y) \psi_k dx dy. \end{aligned}$$

Штрихи и точки при  $\psi_i$  и  $\psi_k$  соответственно обозначают производные по  $x$  и по  $y$ . После преобразований из (12) и (11), используя обозначения (13), получим:

$$\sum_{k=1}^n \left[ \delta_{ik} a_k(t) - \delta_{ik}^* \int_{\tau_1}^t a_k(\tau) L_{ik}(t, \tau) d\tau \right] = \Delta_{ip}, \quad (i=1, 2, \dots) \quad (14)$$

где

$$L_{ik}(t, \tau) = R(t, \tau) + c_{ik} R_1(t, \tau); \quad c_{ik} = \frac{\delta_{ik}^{**}}{\delta_{ik}^*}.$$

Система интегральных уравнений (14) представляет уравнения Лагранжа-Ритца для железобетонной плиты на упруго-ползучем основании при учете наследственных свойств ползучести бетона и основания.

3° Вводя матричные обозначения

$$\begin{aligned} A(t) &= \begin{pmatrix} a_1(t) \\ \vdots \\ a_n(t) \end{pmatrix}; \quad B = \begin{pmatrix} \delta_{11}^* & \delta_{12}^* & \dots & \delta_{1n}^* \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots \\ \delta_{n1}^* & \delta_{n2}^* & \dots & \delta_{nn}^* \end{pmatrix}; \\ \Delta &= \begin{pmatrix} \Delta_{1p} \\ \vdots \\ \Delta_{np} \end{pmatrix}; \quad D(t, \tau) = \begin{pmatrix} \delta_{11}^* L_{11}(t, \tau) & \dots & \delta_{1n}^* L_{1n}(t, \tau) \\ \vdots & \dots & \vdots \\ \delta_{n1}^* L_{n1}(t, \tau) & \dots & \delta_{nn}^* L_{nn}(t, \tau) \end{pmatrix}, \end{aligned} \quad (15)$$

систему (14) запишем в виде матричного уравнения

$$A(t) = C + \int_{\tau_1}^t T(t, \tau) A(\tau) d\tau, \quad (16)$$

Решение уравнения (16) имеет вид

$$A(t) = [T - V(t)] C, \quad (17)$$

где

$$C = B^{-1} \Delta; \quad T(t, \tau) = B^{-1} D(t, \tau);$$

$$V(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \int_{\tau_1}^t T_m(t, \tau) d\tau; \quad (18)$$

$$T_m(t, \tau) = \int_{\tau_1}^t T(t, s) T_{m-1}(s, \tau) ds.$$

4° В качестве приложения рассмотрим шарнирно-опертую симметрично-армированную плиту на упруго-ползучем основании, которая испытывает действие распределенной нагрузки  $q$   $T/m^2$ . Зададимся уравнением поверхности плиты в виде тригонометрического ряда

$$w(t) = \sum_{k=1}^n a_k(t) \cos \frac{\pi(2k-1)x}{2a} \cos \frac{\pi(2k-1)y}{2b} \quad (19)$$

которое удовлетворяет всем граничным условиям. Вследствие ортогональности функций  $\psi_l$  и  $\psi_k$  система (14) примет вид:

$$a_k(t) - \alpha_k \int_0^t a_k(\tau) I_k(t, \tau) d\tau = a_k^0, \quad (20)$$

где

$$\alpha_k = \frac{\Delta_{k0}}{\delta_{kk}}, \quad \alpha_k = \frac{\delta_{kk}^*}{\delta_{kk}}$$

Единичные  $\delta_{kk}$ ,  $\delta_{kk}^*$ ,  $\delta_{kk}^{**}$  и грузовые  $\Delta_{k0}$  интегралы определяются по формуле (13).

Если для рассматриваемой железобетонной плиты не учитывать свойства старения бетона и основания, то систему интегральных уравнений (20) можно свести к дифференциальным уравнениям третьего порядка с постоянными коэффициентами вида

$$a_k'''(t) - p_k a_k''(t) + g_k a_k'(t) = 0 \quad (21)$$

с начальными условиями:

$$\begin{aligned} a_k(\tau_1) &= a_k^0; & a_k'(\tau_1) &= a_k^0(\beta_k + \beta_{0k}); \\ a_k''(\tau_1) &= a_k^0[(\beta_k - \beta_{0k})^2 - \gamma_1 \beta_k - \gamma_{10} \beta_{0k}], \end{aligned} \quad (22)$$

решение которых имеет вид:

$$a_k(t) = C_{k0} + \frac{C_{k1} e^{r_{k1} t} + C_{k2} e^{r_{k2} t}}{r_{k1} r_{k2}} \quad (23)$$

где  $C_{k0}$ ,  $C_{k1}$ ,  $C_{k2}$  — постоянные интегрирования:

$$r_{k1,2} = \frac{-p_k \pm \sqrt{p_k^2 - 4g_k}}{2} \text{ — корни характеристического уравнения.}$$

Здесь

$$\alpha_k^2 =$$

$$256 q a^4 b^4$$

$$\frac{-2(2k-1)^2 D \left[ (2k-1)^4 \left| a^4 + b^4 + \frac{11 E_1 H^2}{2I} \left( a^4 + b^4 \frac{11 E_1 H^2}{2I} \right) \right| + 2a^2 b^2 + \frac{16 k_0 a^4 b^4}{\pi^4 D} \right]}{(2k-1)^4 \left| a^4 + b^4 + \frac{11 E_1 H^2}{2I} \left( a^4 + \frac{11 E_1 H^2}{2I} b^4 \right) \right| + 2a^2 b^2 + \frac{16 k_0 a^4 b^4}{\pi^4 D}}$$

$$\alpha_k = \frac{(2k-1)^4 [a^4 + b^4 + 2a^2 b^2]}{(2k-1)^4 \left| a^4 + b^4 + \frac{11 E_1 H^2}{2I} \left( a^4 + \frac{11 E_1 H^2}{2I} b^4 \right) \right| + 2a^2 b^2 + \frac{16 k_0 a^4 b^4}{\pi^4 D}} \quad (24)$$

Имея решение (23) системы (21), можно определить вертикальные перемещения нейтрального слоя плиты согласно (19).

Согласно (5) напряжения в арматуре определяются как

$$\sigma_{11}^*(t) = E_1 h \sum_{k=1}^n \frac{\pi^2(2k-1)^6}{4a^2} a_k(t) \cos \frac{\pi(2k-1)x}{2a} \cos \frac{\pi(2k-1)y}{2b}. \quad (25)$$

Напряжения в бетоне —

$$\sigma_{11}(t) = E_0 h \sum_{k=1}^n \frac{\pi^2(2k-1)^2}{4a^2} a_k(t) \cos \frac{\pi(2k-1)x}{2a} \cos \frac{\pi(2k-1)y}{2b} \times \\ \times a_k(t) \left\{ (\nu a^2 + b^2) \left[ 1 - \frac{\gamma - \bar{\gamma}}{a_k(t)} \int_0^t a_k(\tau) e^{-\gamma(\tau-\bar{\tau})} d\tau \right] + 3(1 - \nu^2) n_{ij} b^2 \right\}; \quad (26)$$

$$\sigma_{12}(t) = Gh \sum_{k=1}^n \frac{\pi^2(2k-1)^2}{4ab} \cos \frac{\pi(2k-1)x}{2a} \cos \frac{\pi(2k-1)y}{2b} a_k(t) \left\{ 1 - \right. \\ \left. - \frac{\gamma - \bar{\gamma}}{a_k(t)} \int_0^t a_k(\tau) e^{-\gamma(\tau-\bar{\tau})} d\tau \right\}, \quad (27)$$

где  $n_{ij} = \nu_{ij} E_1 / E$ ;  $G = E / (1 + E) 2$ .

Аналогичный вид имеют формулы для  $\sigma_{22}^*(t)$ ,  $\sigma_{22}(t)$ .

На основании полученного решения рассматриваемой задачи выполнен численный пример при следующих данных:

$$\begin{aligned} H &= 8 \text{ см}; & C_0 &= 0,9 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{кг}; & E_1 &= 300 \text{ кг}/\text{см}^2; \\ a &= 200 \text{ см}; & E &= 2 \cdot 10^3 \text{ кг}/\text{см}^2; & C_1 &= 0,0025 \text{ см}^2/\text{кг}; \\ b &= 250 \text{ см}; & E_1 &= 2 \cdot 10^3 \text{ кг}/\text{см}^2; & k_0 &= 5 \text{ кг}/\text{см}^2; \\ q &= 1,5 \text{ кг}/\text{см}^2; & \nu &= 1/6; & \bar{\gamma}_0 &= 0,037; \\ \gamma &= 0,026; \end{aligned}$$

для трех вариантов процента армирования: 1)  $\mu_{11} = 0,1$ ,  $\mu_{22} = 0,07$ ; 2)  $\mu_{11} = 0,07$ ,  $\mu_{22} = 0,05$ ; 3)  $\mu_{11} = 0,05$ ,  $\mu_{22} = 0,025$ .

Согласно полученным результатам расчета построены кривые (рисунки 2 ÷ 4) изменения прогибов и напряжений в плите во времени. Прогиб со временем значительно увеличивается вследствие ползучести бетона. С ростом процента армирования величина прогиба заметно

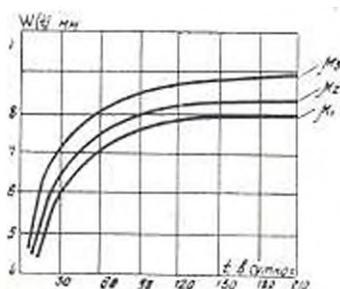


Рис. 2

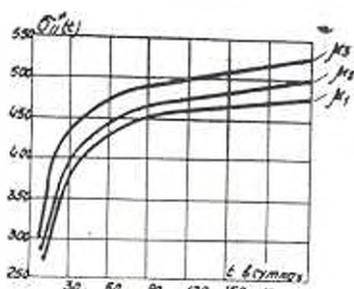


Рис. 3

уменьшается. Перераспределение напряжений в арматуре и бетоне показано на рисунках 3 и 4. Напряжения в арматуре растут, а в бетоне уменьшается. При увеличении процента армирования существенно меняется интенсивность процесса релаксации напряжений. Для рассма-

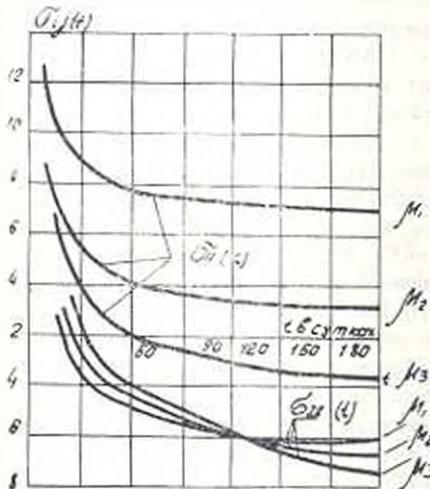


Рис. 4

риваемой железобетонной плиты на упруго-ползучем основании при учете свойств старения бетона и основания для ядер ползучести общего типа интегральные уравнения (20) можно легко с необходимой точностью решить общезвестным методом Крылова-Боголюбова [9].

Краснодарский политехнический институт

Поступило 7.X.1975.

Լ. Մ. ԳԱՅՏՈՎԱՆ

ԱՌԱՋԳԱ-ՍՈՂՈՒՆ ՀԻՄՆԱՏԱԿԻ ՎՐԱ ԳՐՎԱԾ ԱՌԱՋԳԱ-ՍՈՂՈՒՆ ԵՐԿԱԹՐԵՏՈՆԵ ՍԱԼԻ ՆՌՄԱՆ ՀԱՇՎԱՐԿԸ

Ռ Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Մ

Գիտելով տեղափոխումների իրական քաշիման նվազագույն հատկությունները, ստացված է լրիվ էներգիայի արտահայտությունը առաձգա-սողուն հիմնատակի վրա դրված առաձգա-սողուն երկաթբետոնն սալի ծաման դեպքում՝ հաշվի առնելով բետոնի և հիմնատակի սողքի ժառանգական հատկությունները: Հետևելով Ֆրեդրի մեթոդին, կազմված է Վոյտերրայի երկրորդ սերի ինտեգրալ հավասարումների սխեմա և տրված է նրա լուծումը:

Վարիացիոն մեթոդի ինտեգրալ հավասարումների ստացված սխեմայի հիման վրա կատարված է լարվածա-դեֆորմացիոն վիճակի վերլուծություն գիսվող խնդրի համար: Լուծված է իվային օրինակ ամրանավորման սարքեր տոկոսների դեպքում:

## ЛИТЕРАТУРА

1. Арутюнян И. X. Некоторые вопросы теории ползучести. М.—Л. Гостехиздат, 1952.
2. Задоян М. Л. О вариационных уравнениях теории ползучести. «Доклады АН АрмССР», 1958, т. 26, № 5.
3. Задоян М. Л. О применении вариационных методов теории ползучести при расчете статически неопределимых железобетонных конструкций. «Известия АН АрмССР серия техн. наук», т. XXVII, № 1, 1974.
4. Ширинкулова Т. Расчет конструкций на сплошном основании с учетом ползучести. Ташкент, изд-во «Фан», 1969.
5. Курбониязов М. Ш. К расчету упрямо-ползучих прямоугольных плит на упрямо-ползучем основании. «Известия АН УзССР (серия техн. наук)», № 2, 1973.
6. Гайтова Л. М. О применении вариационного уравнения Кастильяно теории ползучести при анализе усадочных напряжений в железобетонных конструкциях. «Известия АН АрмССР (серия техн. наук)», т. XXVII, № 4, 1974.
7. Гайтова Л. М. Применение вариационного метода теории ползучести при расчете симметрично-армированных железобетонных конструкций на температурно-усадочные ползучества с учетом ползучести бетона. Труды Краснодарского политехнического института, Краснодар, 1974, выпуск 62.
8. Месчан С. Р. Ползучесть глинистых грунтов. Ереван, 1967.
9. Швецов А. В. Приближенный способ определения собственных напряжений в бетоне с учетом переменности его деформативных свойств. «Гидротехническое строительство», № 8, 1952.

ТЕХНИЧЕСКАЯ ЭЛЕКТРОНИКА

В. Е. АРУСТАМЯН

К НЕЛИНЕЙНОЙ ТЕОРИИ  
МНОГОКОЛЛЕКТОРНЫХ ТРАНЗИСТОРОВ

Первое сообщение о возможности реализации и применении многоколлекторных (МК) транзисторов в интегральных структурах относится к 1969 г. [1]. Однако вопросы теории и применения МК-транзисторов стали разрабатываться лишь в последнее время [2, 3]. Настоящая статья является продолжением работы [2] в части разработки нелинейной теории МК-транзисторов.

На рис. 1 схематически изображена МК-транзисторная структура. Для простоты коллекторные контакты показаны с обратной стороны подложки. В действительности это планарный прибор, у которого все контактные площадки расположены на одной поверхности пластины. С целью обеспечения идентичности коллекторов и коэффициентов передачи токов коллекторы снабжены собственными эмиттерами, которые при металлизации объединяются и, тем самым, сводятся к одному общему эмиттеру [4].

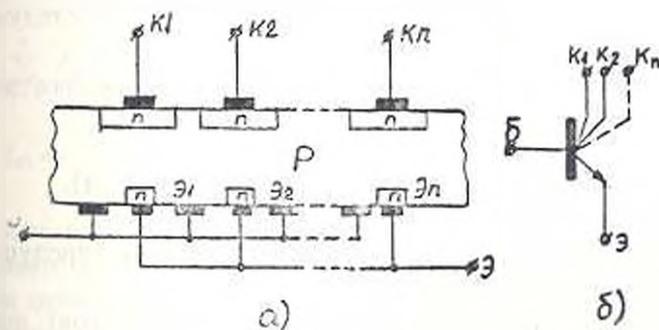


Рис. 1

Очевидно, что в процессе передачи тока к  $i$ -ому коллектору основную роль играет собственный  $i$ -ый эмиттер. Структура была бы идеальной, если бы не существовало передачи носителей от  $i$ -го эмиттера к  $j$ -му коллектору, а непосредственное взаимодействие между коллекторами отсутствовало бы. Тогда структура представляла бы собой объединенные по базам и эмиттерам одинаковые однокolleкторные транзисторы, что в некоторых случаях может послужить удобной моделью для исследования МК-транзисторов и схем на них.

Обобщая систему уравнений многопереходной интегральной структуры [5] для случая одного эмиттера и  $n$  коллекторов, если структура включена по схеме с общей базой, получим:

$$\begin{bmatrix} I_e \\ I_{k1} \\ \vdots \\ I_{kn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{00}(s) & -A_{01}(s) & \dots & -A_{0n}(s) \\ -A_{10}(s) & A_{11}(s) & \dots & -A_{1n}(s) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -A_{n0}(s) & -A_{n1}(s) & \dots & A_{nn}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \exp U_{k1}/\varphi_1 - 1 \\ \exp U_{k1}/\varphi_1 - 1 \\ \vdots \\ \exp U_{kn}/\varphi_n - 1 \end{bmatrix}, \quad (1)$$

где  $I_e, I_{k1}, \dots, I_{kn}$  — токи эмиттера и коллекторов, соответственно; элементы матрицы  $A_{ij}(s)$  — токи насыщения переходов, которые могут быть вычислены посредством физических и геометрических параметров структуры [6], или же измерены на выводах структуры;  $s = \frac{d}{dt}$

— оператор дифференцирования по времени, указывающий на временную зависимость элементов  $A_{ij}(s)$ ;  $U_e, U_{k1}, \dots, U_{kn}$  — напряжения эмиттерного и коллекторных переходов, соответственно, в общем случае изменяющиеся во времени;  $\varphi = \frac{kT}{q}$  — тепловой потенциал

(примерно 26 мВ). Система уравнений (1) показывает, что  $n$ -коллекторный транзистор в нелинейном режиме характеризуется  $(n+1)^2$  параметрами  $A_{ij}(s)$ . Однако эти параметры не удобны как для построения нелинейной модели структуры, так и для практических инженерных расчетов схем на МК-структурах. Поэтому целесообразно их выразить через традиционные параметры — коэффициенты передачи токов эмиттера или базы и тепловые токи переходов. Для этого определим коэффициенты передачи токов через  $A_{ij}(s)$  следующим образом.

1. Нормальные отдельные коэффициенты передачи тока эмиттера:

$$\alpha_{Ni} = - \left. \frac{I_{ki}}{I_e} \right|_{U_{k1}=\dots=U_{kn}=0} = \frac{A_{i0}}{A_{00}} \quad (i=1, 2, \dots, n). \quad (2)$$

Здесь и далее с целью экономии места оператор  $s$  пропущен, а где он необходим будет оговорено.

1а. Суммарный (при объединении всех коллекторов) нормальный коэффициент передачи тока эмиттера

$$\alpha_{N\Sigma} = - \left. \frac{\sum_{i=1}^n I_{ki}}{I_e} \right|_{U_{k1}=\dots=U_{kn}=0} = \frac{\sum_{i=1}^n A_{i0}}{A_{00}} = \sum_{i=1}^n \alpha_{Ni}. \quad (2a)$$

Следует отметить, что хотя суммарный нормальный коэффициент является суммой отдельных нормальных коэффициентов, тем не менее он всегда меньше единицы [5].

2. Раздельные инверсные коэффициенты передачи тока

$$\alpha_{ji} = - \frac{I_{ji}}{I_{ki}} \bigg|_{\substack{U_{\beta} = 0 \\ U_{ki} = 0}} = \frac{A_{0i}}{A_{ij}} \quad (i = 1, 2, \dots, n). \quad (3)$$

Можно показать, что суммарный инверсный коэффициент  $\alpha_{j2}$  всегда удовлетворяет условию  $\alpha_{j2} < \sum \alpha_{ji}$ .

В МК-транзисторе имеют место также межколлекторные передачи, которые характеризуются коэффициентами (здесь прямой и инверсный понятия условные) межколлекторных передач

$$\alpha_{kij} = - \frac{I_{ki}}{I_{kj}} \bigg|_{\substack{U_{\beta} = 0 \\ U_{kj} = 0 \\ i=j}} = \frac{A_{ij}}{A_{jj}} \quad (i, j = 1, 2, \dots, n; i \neq j). \quad (4)$$

Соотношения (2)–(4) определяют  $n^2 + n$  коэффициентов передач, которых однако недостаточно для выражения через них всех  $(n+1)^2$  элементов матрицы  $A_{ij}$ . В качестве дополняющих уравнений могут быть использованы тепловые токи  $n+1$  переходов (одного эмиттерного и  $n$  коллекторных). Нахождение этих токов сводится к решению линейных относительно  $\left( \exp \frac{U_{\alpha i}}{\varphi_T} - 1 \right)$  и  $\left( \exp \frac{U_{\beta}}{\varphi_T} - 1 \right)$  систем уравнений:

$$I_{\alpha i} = -A_{ii} - A_{i0} \left( \exp \frac{U_{\beta}}{\varphi_T} - 1 \right) - \sum_{j \neq i} A_{ij} \left( \exp \frac{U_{kj}}{\varphi_T} - 1 \right); \quad i = 1, 2, \dots, n,$$

$$I_{\beta} = -A_{00} \left( \exp \frac{U_{\beta}}{\varphi_T} - 1 \right) - \sum_{j=1}^n A_{0j} \left( \exp \frac{U_{kj}}{\varphi_T} - 1 \right) \equiv 0, \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} I_{ki} = A_{i0} - \sum_{j=1}^n A_{ij} \left( \exp \frac{U_{kj}}{\varphi_T} - 1 \right) &\equiv 0; \quad i = 1, 2, \dots, n \\ I_{\beta} = -A_{00} - \sum_{j=1}^n A_{0j} \left( \exp \frac{U_{\beta}}{\varphi_T} - 1 \right) & \end{aligned} \right\} \quad (5a)$$

Решения этих систем  $(I_{\alpha 1}, I_{\alpha 2}, \dots, I_{\alpha n}, I_{\beta})$  с соотношениями (2)–(4) составляют замкнутую систему уравнений, которая может быть определена относительно  $A_{ij}$ , что позволит преобразовать матрицу (1) и выразить ее посредством традиционных параметров транзистора. Как видно из (2)–(4), для этого достаточно найти только диагональные элементы  $A_{ii}$ , остальные могут быть выражены ими и соответствующими коэффициентами  $\alpha$ .

Тогда система (1) представится следующим образом:

$$\begin{bmatrix} I_{\beta} \\ I_{k1} \\ \vdots \\ I_{kn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_{11} & \dots & -\alpha_{1n} \\ -\alpha_{N_1} & 1 & \dots & -\alpha_{k_1 n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -\alpha_{N_n} & -\alpha_{k_n 1} & \dots & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{\beta} \\ I_{k1} \\ \vdots \\ I_{kn} \end{bmatrix}. \quad (6)$$

где  $I_s = A_{00} \left( \exp \frac{U_s}{\varphi_r} - 1 \right)$  — ток инжекции эмиттерного перехода;

$I_{kj} = A_{jj} \left( \exp \frac{U_{kj}}{\varphi_c} - 1 \right)$  — ток инжекции  $j$ -го коллекторного перехода.

На основании матрицы (6) легко может быть построена нелинейная эквивалентная схема многоколлекторного транзистора.

В случае включения структуры по схеме с общим эмиттером матрица (6) может быть преобразована таким образом, чтобы в ней фигурировали коэффициенты передачи тока базы на основе нижеприведенных соотношений.

Раздельные нормальные коэффициенты передачи тока базы

$$\beta_{N_i} = - \frac{I_{ki}}{I_s + \sum_{j=1}^n I_{kj}} \bigg|_{\substack{U_{kj}=0 \\ j=1,2,\dots,n}} = \frac{A_{i0}}{A_{00} - \sum_{j=1}^n A_{jj}} = \frac{\alpha_{N_i}}{1 - \sum_{j=1}^n \alpha_{N_j}} \quad (7)$$

$i = 1, 2, \dots, n$

Суммарный нормальный коэффициент передачи тока базы

$$\beta_{N\Sigma} = \frac{\sum_{j=1}^n \alpha_{N_j}}{1 - \sum_{j=1}^n \alpha_{N_j}} = \sum_{j=1}^n \beta_{N_j} \quad (8)$$

Выражение (7) устанавливает интересное соотношение между различными коэффициентами передачи тока для каждой пары коллекторов в структуре, а именно

$$\beta_{N_i} \alpha_{N_j} = \beta_{N_j} \alpha_{N_i}; \quad i, j = 1, 2, \dots, n. \quad (9)$$

Для раздельных и суммарного инверсных коэффициентов передачи тока базы аналогичным образом получаем:

$$\beta_{I_i} = \frac{\alpha_{I_i}}{1 - \alpha_{I_i}}; \quad (i = 1, 2, \dots, n)$$

$$\beta_{I\Sigma} < \sum_{j=1}^n \beta_{I_j}.$$

Соответствующие коэффициенты передачи между коллекторами выражаются как

$$\beta_{k_{ij}} = \frac{I_{ki}}{I_{ki} + I_{kj}} \bigg|_{U_{kj}=0} = \frac{A_{ij}}{A_{ij} - A_{ij}} = \frac{\alpha_{k_{ij}}}{1 - \alpha_{k_{ij}}}; \quad i, j = 1, 2, \dots, n.$$

Во избежание дальнейшего усложнения математических выкладок и эквивалентных схем подробно рассмотрим структуру с двумя коллекторами.

Тогда выражение (6) примет вид:

$$\begin{bmatrix} I_s \\ I_{K_1} \\ I_{K_2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_{I_1} & -\alpha_{I_2} \\ -\alpha_{N_1} & 1 & -\alpha_{K_{11}} \\ -\alpha_{N_2} & -\alpha_{K_{21}} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I'_s \\ I'_{K_1} \\ I'_{K_2} \end{bmatrix} \quad (10)$$

где

$$I'_s = A_{00} \left( \exp \frac{U_s}{\varphi_T} - 1 \right); \quad I'_{K_1} = A_{11} \left( \exp \frac{U_{K_1}}{\varphi_T} - 1 \right);$$

$$I'_{K_2} = A_{22} \left( \exp \frac{U_{K_2}}{\varphi_T} - 1 \right);$$

$$A_{00} = \frac{(1 + \alpha_{K_{11}} \alpha_{K_{21}}) I_{sT}}{1 - (\alpha_{N_1} \alpha_{I_1} + \alpha_{N_2} \alpha_{I_2} + \alpha_{N_1} \alpha_{I_2} \alpha_{K_{11}} + \alpha_{N_2} \alpha_{I_1} \alpha_{K_{21}} - \alpha_{K_{11}} \alpha_{K_{21}})};$$

$$A_{11} = \frac{(1 - \alpha_{N_1} \alpha_{I_1}) I_{K_1T} + (\alpha_{K_{11}} + \alpha_{N_1} \alpha_{I_2}) I_{K_2T}}{(1 - \alpha_{N_1} \alpha_{I_1})(1 - \alpha_{N_2} \alpha_{I_2}) - (\alpha_{N_1} \alpha_{I_2} + \alpha_{K_{21}})(\alpha_{N_2} \alpha_{I_1} + \alpha_{K_{11}})}$$

$$A_{22} = \frac{(\alpha_{N_2} \alpha_{I_2} + \alpha_{K_{21}}) I_{K_1T} + (1 - \alpha_{N_2} \alpha_{I_2}) I_{K_2T}}{(1 - \alpha_{N_2} \alpha_{I_2})(1 - \alpha_{N_1} \alpha_{I_1}) - (\alpha_{N_1} \alpha_{I_2} + \alpha_{K_{11}})(\alpha_{N_2} \alpha_{I_1} + \alpha_{K_{21}})}$$

Эквивалентная схема, соответствующая модели (10), приведена на рис. 2, где  $r_s$ ,  $r_1$ ,  $r_{K_1}$  и  $r_{K_2}$  — объемные сопротивления областей эмиттера, базы и коллекторов, соответственно;  $C_s$ ,  $C_{K_1}$  и  $C_{K_2}$  — усред-

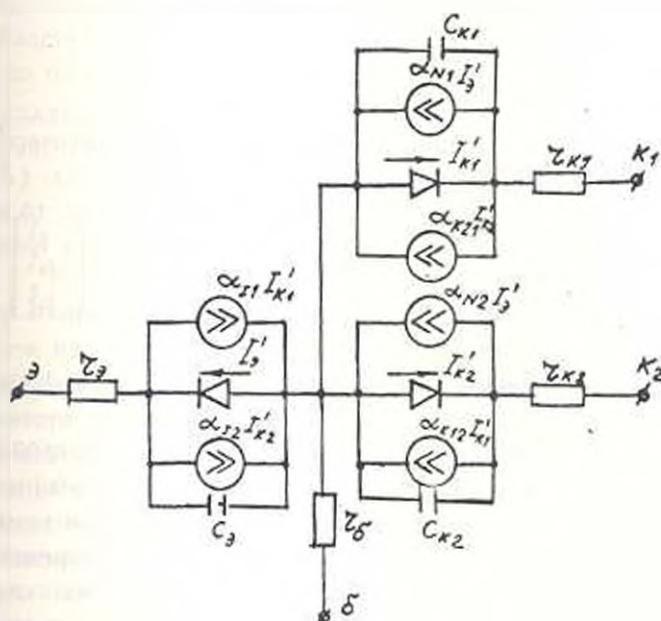


Рис. 2

ненные емкости переходов эмиттера и коллекторов, соответственно. Принимая  $S=0$ , на основе выражения (10) можно построить все входные, выходные и передаточные статические характеристики двухколлекторного транзистора.

Как видно из (10), ток одного коллектора является функцией тока (или напряжения) другого коллектора. Это наводит на мысль о возможности управления током одного коллектора посредством изменения тока или напряжения другого коллектора, что открывает широкие схемотехнические перспективы перед многоколлекторными транзисторами.

Следует отметить, что выражения для  $I_e$ ,  $I_{k1}$  и  $I_{k2}$  в некоторых случаях можно значительно упростить. Так, если в структуре коллекторные области достаточно удалены друг от друга, то коэффициентами взаимных передач между ними можно пренебречь, т. е.  $\alpha_{k12} = \alpha_{k21} = 0$ . Тогда выражения для полных токов эмиттера и коллекторов примут вид:

$$\begin{aligned} I_e &= I_{e1} - \alpha_{k1} I_{k1} - \alpha_{k2} I_{k2}; \\ I_{k1} &= -\alpha_{N1} I_{e1} + I_{k11}; \\ I_{k2} &= -\alpha_{N2} I_{e1} + I_{k21}, \end{aligned} \quad (11)$$

где

$$\begin{aligned} I_{e1} &= \frac{I_{e11}}{1 - \alpha_{N1}\alpha_{E1} - \alpha_{N2}\alpha_{E1}} \left( \exp \frac{U_{e1}}{\varphi_T} - 1 \right); \\ I_{k11} &= \frac{(1 - \alpha_{N1}\alpha_{E1})I_{k111} + \alpha_{N1}\alpha_{E1}I_{k211}}{1 - \alpha_{N1}\alpha_{E1} - \alpha_{N2}\alpha_{E1}} \left( \exp \frac{U_{k1}}{\varphi_T} - 1 \right); \\ I_{k21} &= \frac{\alpha_{N2}\alpha_{E1}I_{k111} + (1 - \alpha_{N1}\alpha_{E1})I_{k211}}{1 - \alpha_{N1}\alpha_{E1} - \alpha_{N2}\alpha_{E1}} \left( \exp \frac{U_{k2}}{\varphi_T} - 1 \right). \end{aligned}$$

Поскольку выражения (11) представляют собой статические вольт-амперные характеристики двухколлекторного транзистора ( $S=0$ ) при отсутствии прямого взаимодействия между коллекторами, то их можно использовать для анализа работы двух одноколлекторных транзисторов при их эмиттерно-базовом параллельном включении.

Имея модель и эквивалентную схему двухколлекторного транзистора, произведем анализ режимов его работы.

**1. Статический режим.** Здесь возможны четыре области работы транзистора.

а) *Область отсечки.* Эмиттерный и коллекторные переходы включены обратными напряжениями, т. е.  $U_{e1} > 0$ ;  $U_{k1} > 0$ ;  $U_{k2} > 0$  (здесь и далее речь идет о  $n-p$  и структуре). Пренебрегая при этом величиной экспоненты по сравнению с единицей в (10) и определяя эмиттерный и коллекторные токи как  $I_e^0$ ,  $I_{k1}^0$ ,  $I_{k2}^0$  (назовем их начальными токами), из (10) получаем модель транзистора для этого случая

$$\begin{bmatrix} I_{N_1}^n \\ I_{N_2}^n \\ I_{N_3}^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_{I_1} & -\alpha_{I_2} \\ -\alpha_{N_1} & 1 & -\alpha_{N_{12}} \\ -\alpha_{N_2} & -\alpha_{N_{21}} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -a_{00} \\ -a_{11} \\ -a_{22} \end{bmatrix}$$

где  $a_{ij} = A_{ij}(0)$ , т. е. при  $s=0$ .

б) *Прямая активная область.* Коллекторные переходы включены обратным напряжением, а эмиттерный — прямым, т. е.  $U_{k_1} > 0$ ;  $U_{k_2} > 0$ ;  $U_3 < 0$ . Аналогичным образом модель транзистора для этого случая

$$\begin{bmatrix} I_{I_1} \\ I_{k_1} \\ I_{k_2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_{I_1} & -\alpha_{I_2} \\ -\alpha_{N_1} & 1 & -\alpha_{N_{12}} \\ -\alpha_{N_2} & -\alpha_{N_{21}} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a_{00} e^{U_{k_1}/V_T} \\ -a_{11} \\ -a_{22} \end{bmatrix}$$

Из этого выражения видно, что при фиксированном напряжении эмиттера  $I_3 = \text{const}$ , следовательно  $I_{k_1} + I_{k_2} = \text{const}$ , что указывает на возможность управления током одного коллектора путем изменения тока другого коллектора.

в) *Инверсная активная область.* При объединении коллекторов модель аналогична модели одноколлекторного транзистора, а при инверсном включении только по одному коллектору  $U_3 > 0$ ;  $U_{k_1} < 0$ ;  $U_{k_2} > 0$ . Модель принимает вид:

$$\begin{bmatrix} I_{N_1}^n \\ I_{N_2}^n \\ I_{N_3}^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_{I_1} & -\alpha_{I_2} \\ -\alpha_{N_1} & 1 & -\alpha_{N_{12}} \\ -\alpha_{N_2} & -\alpha_{N_{21}} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -a_{00} \\ a_{11} e^{U_{k_1}/V_T} \\ -a_{22} \end{bmatrix}$$

где  $I_{N_1}^n$  и  $I_{N_2}^n$  — инверсные токи эмиттера и первого коллектора.

г) *Область насыщения.* Здесь возможны два случая: 1) транзистор насыщен по обоим коллекторам; 2) насыщение имеет место только по одному коллектору. Для второго случая  $U_3 < 0$ ;  $U_{k_1} < 0$ ;  $U_{k_2} > 0$ . Предполагая, что напряжение насыщения  $U_{k_{1n}} \approx U_3$ , для модели получаем

$$\begin{bmatrix} I_{I_1} \\ I_{k_{1n}} \\ I_{k_2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\alpha_{I_1} & -\alpha_{I_2} \\ -\alpha_{N_1} & 1 & -\alpha_{N_{12}} \\ -\alpha_{N_2} & -\alpha_{N_{21}} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a_{00} e^{U_3/V_T} \\ a_{11} e^{U_{k_1}/V_T} \\ -a_{22} \end{bmatrix}$$

где  $I_{k_{1n}}$  — ток насыщения по первому коллектору. Поскольку и в этом случае  $I_{k_{1n}} + I_{k_2} = \text{const}$ , то изменением тока ненасыщенного коллектора можно вывести транзистор из режима насыщения по первому коллектору. Это явление также имеет большое схемотехническое значение.

II. *Режим переключения.* Под режимом переключения подразумевается последовательное во времени пребывание транзистора во всех вышеописанных областях как в прямом, так и в обратном направлении. Разумеется, определенные выше параметры структуры при этом не могут остаться постоянными. Однако для описания переходного процесса будем полагать, что коэффициенты передачи в каждой области не

зависят от токов и напряжений переходов. Тогда переходной процесс в активной (прямом и инверсном) области может быть описан временными функциями коэффициентов  $\alpha_{N_1}$ ,  $\alpha_{N_2}$ ,  $\alpha_{I_1}$ ,  $\alpha_{I_2}$ , ( $\beta_{N_1}$ ,  $\beta_{N_2}$ ,  $\beta_{I_1}$ ,  $\beta_{I_2}$ ), а в случае инверсного включения по одному коллектору —  $\alpha_{k_{11}}$  и  $\alpha_{k_{21}}$  ( $\beta_{k_{11}}$  и  $\beta_{k_{21}}$ ). Учитывая только доминирующие частоты в разложении  $A_{ij}(S)$ , их можно представлять посредством однонулевых и однополосных функций вида [6]

$$A_{ii}(S) = a_{ii}(1 + S\tau_{ii}) \quad \text{и} \quad A_{ij}(S) = a_{ij}/(1 + S\tau_{ij}).$$

Как видно из соотношений (2) — (4), коэффициенты  $\alpha(S)$  при этом принимают вид двухполосных функций

$$\alpha_{ij}(S) = \frac{\alpha_{ij}(0)}{(1 + S\tau_{ii})(1 + S\tau_{ij})}, \quad (12)$$

так как знаменатель этого выражения имеет два корня.

Таблица 1

Временные функции и постоянные времени коэффициентов  $\alpha$

№ по по р.	Временная функция	Постоянная времени
1	$\alpha_{N_1}(t) = \alpha_{N_1} \left( 1 + \frac{\tau_{11} e^{-t/\tau_{10}} - \tau_{10} e^{-t/\tau_{11}}}{\tau_{10} - \tau_{11}} \right)$	$\tau_{\alpha N_1} = \frac{1}{\omega_{\alpha N_1}} \approx \sqrt{\tau_{10}^2 + \tau_{11}^2}$
2	$\alpha_{N_2}(t) = \alpha_{N_2} \left( 1 + \frac{\tau_{22} e^{-t/\tau_{20}} - \tau_{20} e^{-t/\tau_{22}}}{\tau_{20} - \tau_{22}} \right)$	$\tau_{\alpha N_2} = \frac{1}{\omega_{\alpha N_2}} \approx \sqrt{\tau_{20}^2 + \tau_{22}^2}$
3	$\alpha_{I_1}(t) = \alpha_{I_1} \left( 1 + \frac{\tau_{00} e^{-t/\tau_{01}} - \tau_{01} e^{-t/\tau_{00}}}{\tau_{01} - \tau_{00}} \right)$	$\tau_{\alpha I_1} = \frac{1}{\omega_{\alpha I_1}} \approx \sqrt{\tau_{00}^2 + \tau_{01}^2}$
4	$\alpha_{I_2}(t) = \alpha_{I_2} \left( 1 + \frac{\tau_{00} e^{-t/\tau_{02}} - \tau_{02} e^{-t/\tau_{00}}}{\tau_{02} - \tau_{00}} \right)$	$\tau_{\alpha I_2} = \frac{1}{\omega_{\alpha I_2}} \approx \sqrt{\tau_{00}^2 + \tau_{02}^2}$
5	$\alpha_{k_{11}}(t) = \alpha_{k_{11}} \left( 1 + \frac{\tau_{11} e^{-t/\tau_{12}} - \tau_{12} e^{-t/\tau_{11}}}{\tau_{12} - \tau_{11}} \right)$	$\tau_{\alpha k_{11}} = \frac{1}{\omega_{\alpha k_{11}}} \approx \sqrt{\tau_{11}^2 + \tau_{12}^2}$
6	$\alpha_{k_{21}}(t) = \alpha_{k_{21}} \left( 1 + \frac{\tau_{22} e^{-t/\tau_{21}} - \tau_{21} e^{-t/\tau_{22}}}{\tau_{21} - \tau_{22}} \right)$	$\tau_{\alpha k_{21}} = \frac{1}{\omega_{\alpha k_{21}}} \approx \sqrt{\tau_{22}^2 + \tau_{21}^2}$

Таблица 2

Временные функции и постоянные времени коэффициентов  $\beta$

№ п/п	Временная функция	Постоянная времени
1	$\beta_{N_1}(t) = \beta_{N_1}(1 - e^{-t/\tau_{\beta N_1}})$	$\tau_{\beta N_1} = \frac{1}{\omega_{\beta N_1}} = \frac{\tau_{\alpha N_1}}{1 - \alpha_{N_1} - \alpha_{N_2}}$
2	$\beta_{N_2}(t) = \beta_{N_2}(1 - e^{-t/\tau_{\beta N_2}})$	$\tau_{\beta N_2} = \frac{1}{\omega_{\beta N_2}} = \frac{\tau_{\alpha N_2}}{1 - \alpha_{N_1} - \alpha_{N_2}}$
3	$\beta_{I_1}(t) = \beta_{I_1}(1 - e^{-t/\tau_{\beta I_1}})$	$\tau_{\beta I_1} = \frac{1}{\omega_{\beta I_1}} = \frac{\tau_{\alpha I_1}}{1 - \alpha_{I_1}}$
4	$\beta_{I_2}(t) = \beta_{I_2}(1 - e^{-t/\tau_{\beta I_2}})$	$\tau_{\beta I_2} = \frac{1}{\omega_{\beta I_2}} = \frac{\tau_{\alpha I_2}}{1 - \alpha_{I_2}}$
5	$\beta_{K_{11}}(t) = \beta_{K_{11}}(1 - e^{-t/\tau_{\beta K_{11}}})$	$\tau_{\beta K_{11}} = \frac{1}{\omega_{\beta K_{11}}} = \frac{\tau_{\alpha K_{11}}}{1 - \alpha_{K_{11}}}$
6	$\beta_{K_{21}}(t) = \beta_{K_{21}}(1 - e^{-t/\tau_{\beta K_{21}}})$	$\tau_{\beta K_{21}} = \frac{1}{\omega_{\beta K_{21}}} = \frac{\tau_{\alpha K_{21}}}{1 - \alpha_{K_{21}}}$

В таблицах 1 и 2 приведены временные функции и постоянные времени коэффициентов  $\alpha$  и  $\beta$ , где  $\tau_{\alpha ij} = 1/\omega_{\alpha ij}$ ,  $\omega_{\alpha ij}$  — частота, при которой  $A_{ij}$  уменьшается на 3 дБ по сравнению с  $\alpha_{ij}$ .

ЕРИНИИММ

Поступило 15.VII.1975.

Վ. Ե. ԱՌՈՒՍԱՄՅԱՆ

ԲԱԶՄԱԿՈՒԵԿՏՐՈՒՅԻՆ ՏՐԱՆԶԻՏՈՐՆԵՐԻ ՈՉ-ԿՈՒՅԻՆ ՏՆՈՒԹՅԱՆ ՇՈՒՐՋԷ՛

Ա մ փ ո Վ ո ռ մ

Մեկ կոլեկտոր ունեցող ինտեգրալ տրանզիստորի հաճասարումների փաստիճակը ընդհանրացվում է այն դեպքի համար, երբ կառուցվածքը պարունակում է բազմաթիվ կոլեկտորային  $p-n$  անցումներ:

Որոշված են բազմակոլեկտորային տրանզիստորի բնութագրող պարամետրները, որոնք թույլ են տալիս ձևափոխել չերմային հոսանքների մատրիցան և, հետևաբար, բազմակոլեկտորային տրանզիստորը նկարագրել տրադիցիոն նշանակույթով: Մանրամասն ուսումնասիրված է երկու կոլեկտորի դեպքը տարբեր աշխատանքային սեփմաներում՝ ստատիկ և փոխանցատման: Կառուցված է բազմակոլեկտորային տրանզիստորի ոչ-դժային համարժեք սխեման ակտիվ տիրույթի համար:

## ЛИТЕРАТУРА

1. *Lin H. C.* IEEE Journal of Solid-State Circuits, vol. SC-4, No. 1, T-12, p. p. 20-24, Feb. 1969.
2. *Арустамян В. Е.* Введение в линейную теорию многоколлекторных транзисторов. «Известия АН АрмССР (серия техн. наук)», т. XXVII, № 5, 1974.
3. *Wiedmann S. K., Berger H. H.* Solid State Electronics, vol. 16, № 9, p.p. 1007-1010, Sept. 1973.
4. *Арустамян В. Е.* Многоколлекторная планарная транзисторная структура. «Известия АН АрмССР (серия техн. наук)», т. XXIX, № 1, 1976.
5. Анализ и расчет интегральных схем. Перевод с английского. Изд. «Мир», М., 1969, ч. 1.
6. *Narad J. A., Callahan M. J.* IEEE Transactions on Circuit Theory, vol. CT-11, № 2, p. p. 312-313, 1964.

ТЕХНИЧЕСКАЯ ЭЛЕКТРОНИКА

К. А. ГУЛГАЗАРЯН

ОПТИЧЕСКИЙ КООРДИНАТОР ЦЕЛИ

Оптической линзовой системой приходящее от цели излучение делится на четыре части, каждая из которых фокусируется на различные области фотокатода ФЭУ-86 так, чтобы в нормальном положении половина каждого из световых потоков падала на увеличивающийся экран. Формирование сигнала рассогласования осуществляется модуляцией токов ФЭУ внешними боковыми электродами. Экспериментально доказано, что данное устройство не уступает известному квадрантному ФЭУ.

Оптические координаторы цели предназначены для определения направления на цель. Обычно они строятся на базе промышленных ФЭУ с использованием вращающихся дисков [1] или на базе специальных координатно-чувствительных приемников излучения, например, ФЭУ [2, 3]. Несмотря на известные преимущества второго метода, он почти не нашел практического применения из-за отсутствия таких фотоумножителей. В статье рассматривается координатор цели, созданный на базе промышленного фотоумножителя типа ФЭУ-86 без использования вращающихся элементов и сложных светоделительных устройств.

На рис. 1 представлена схема оптической части устройства. Приходящее от цели излучение линзами 1 и 2 превращается в параллельный

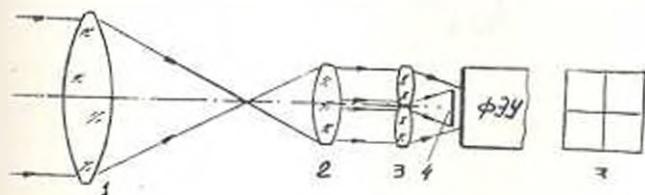


Рис. 1 Схема оптической части координатора цели:  
 1; 2—линзы; 3—оптический растр; 4—экран

пучок. Далее, оптическим растром 3, состоящим из четырех линзовых ячеек квадратной формы, поток делится на четыре части, каждая из которых фокусируется на различные области фотокатода ФЭУ.

В фокальной плоскости установлен экран 4 таким образом, что в нормальном положении, когда ось системы направлена на цель, половина каждого из световых потоков (световых пятен)  $F_1, F_2, F_3, F_4$  падает на экран. При равномерной зонной характеристике ФЭУ анодные токи  $I_{a1}, I_{a2}, I_{a3}, I_{a4}$ , обусловленные этими потоками, равны между собой. Очевидно, что при смещении цели от нормального положения соотношение между выходными токами изменяется.

Сравнение выходных токов осуществляется путем управления током ФЭУ внешними боковыми электродами [4]. Для малогабаритного ФЭУ-86 это возможно, т. к. его полупрозрачная манжета имеет большое сопротивление. Отметим, что подача высокочастотного напряжения на внешние боковые электроды приводит к периодической расфокусировке фотоэлектронного пучка и, тем самым, к значительному уменьшению анодного тока ФЭУ.

На рис. 2 представлена схема приемной части устройства. К торцевой поверхности ФЭУ прикладывается внешний электрод 1, который

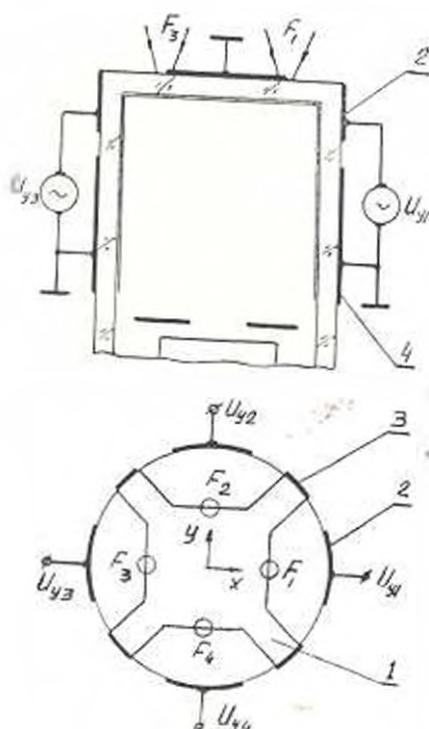


Рис. 2. Схема приемной части координатора пучка  
1 — внешний торцевой электрод, экран; 2; 3 — внешние боковые электроды; 4 — цилиндр

может выполнять также функцию ограничивающего световые потоки экрана. Модулирующие электроды 2 приложены к колбе ФЭУ с боковых сторон. Между ними установлены другие боковые электроды 3, которые соединены с внешним электродом 1 и цилиндром 4. Такая конструкция должна обеспечить глубокую модуляцию токов и развязку модулирующих полей, т. е. чтобы каждый из анодных токов  $I_{a1}, I_{a2}, I_{a3}, I_{a4}$  модулировался только тем сигналом, который подается на соответствующий внешний боковой электрод. Выбор формы и размеров электродов осуществляется экспериментально. При этом следует учесть, что чем дальше друг от друга находятся световые пятна, тем большие глубины модуляции токов и меньше взаимное влияние модулирующих полей на

соседние фотоэлектронные потоки. Однако в периферийных областях фотокатода чувствительность меньше.

Формирование сигнала рассогласования для  $X$  координаты осуществляется световыми пятнами  $F_1, F_3$  и модулирующими напряжениями  $U_{y1}, U_{y2}$ , а для  $Y$  координаты — пятнами  $F_2, F_4$  и напряжениями  $U_{y2}, U_{y1}$ . Формирование сигнала рассогласования может быть осуществлено различными схемотехническими способами, например, путем питания внешних боковых электродов высокочастотными импульсами, промодулированными низкочастотными импульсами. Эти напряжения периодически уменьшают средние значения анодных токов и поэтому они оказываются модулированными низкочастотными импульсами. Если высокочастотные напряжения  $U_{y1}$  и  $U_{y2}$  модулированы противофазно одной и той же частотой, то выходной сигнал для  $X$  координаты имеет нулевую фазу при  $I_{a1} > I_{a2}$  и меняется на  $180^\circ$  при обратном соотношении.

Если необходимо получить плавную зависимость между фазой выходного сигнала и координатой светового пятна, то разность фаз  $U_{y1}$  и  $U_{y2}$  по модулирующим сигналам должна быть  $90^\circ$ . Напряжения  $U_{y2}$  и  $U_{y1}$  модулированы другой частотой, что позволяет на выходе ФЭУ выделить сигналы рассогласования для двух координат.

Характеристики приемника излучения, схема которого представлена на рис. 2, когда сторона внешнего торцевого электрода равна 9 мм, а частота модуляции 1–10 МГц, представлены на рис. 3.

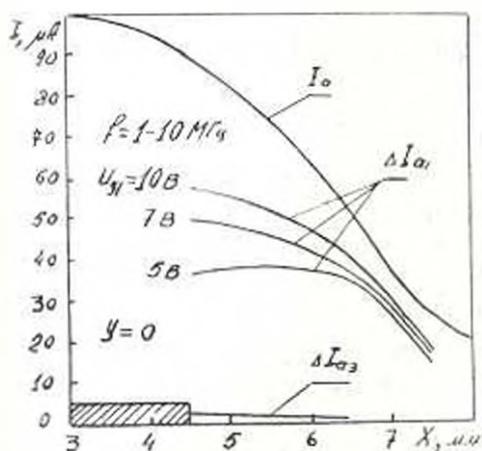


Рис. 3. Характеристики приемника излучения

Максимальная величина уменьшения анодного тока  $\Delta I_{a1}$  при  $U_{y1} = 10$  В,  $U_{y2} = U_{y3} = U_{y4} = 0$  составляет 58% от максимального значения анодного тока  $I_a$ , что соответствует расположению светового пятна в центральной области фотокатода. При этом анодный ток  $I_{a1}$  уменьшается на  $\sim 1\%$ , а токи  $I_{a2}$  и  $I_{a4}$  на 2–3%. При одновре-

менном воздействии напряжений  $U_{y1}$ ,  $U_{y2}$ ,  $U_{y3}$  ток  $I_{a2}$  уменьшается на 2—4%. Такая глубина модуляции тока и слабое влияние модулирующих полей на соседние токи можно считать удовлетворительной.

В первом приближении можно считать, что в данном устройстве используется только четвертая часть светового потока, причем его половина теряется при ограничении потоков, а четверть — при модуляции.

В известном квадрантном ФЭУ также используется 25% потока, т. е. в каждый момент времени в умножительную систему поступает ток только от одного квадранта. В квадрантном ФЭУ величина мертвой зоны составляет 50—75 мкм и обусловлена расстоянием между квадрантами. Величина мертвой зоны предлагаемого устройства может быть значительно меньше 50—75 мкм, его основным преимуществом является то, что оно построено на ФЭУ, выпускаемом промышленностью.

Сложность экспериментального выбора формы и размеров внешних электродов, некоторые затруднения юстировки оптической системы, неоднородность влияния модулирующих сигналов на выходные токи и зависимость этого влияния от величин питающих и модулирующих напряжений снижают эффективность устройства. Однако при малых диаметрах световых пятен и стабилизированных напряжениях влияние этих факторов может быть значительно ослаблено.

ЕрИИ им. К. Маркса

Поступило 19.VI 1973.

Գ. Ա. ԳՈՒԼԳԱԶԱՐՅԱՆ

### ՆՇԱՆԱԿՆԵՏԻ ՕՊՏԻԿԱԿԱՆ ԿՈՈՐԴԻՆԱՏՈՐ

Ա մ փ ո փ ո ս ը

Այս սարքի նպատակն է սրուել որևէ լույս արձակող նշանակեալի ուղղութիւնը: Ուղեւայակալին սխտեմով նշանակեալից եկող լույսը համարվում է բաժանվում է չորս մասի, որոնցից ամեն մեկը ուղարկվում է ֆոտոազմապատկիչի ֆոտոկատոդի տարրեր մասերի վրա: Ֆոկուսային հարթութեան մեջ տեղադրված է անթափանց էկրան, այնպես՝ որ նշանակեալի նորմալ դիրքում լուսային հոսքերից յուրաքանչյուրի կեսը ընկնում է էկրանի վրա: Ֆոտոկատոդից առաջացած հոսանքները մոդուլացվում են արտաքին էլեկտրոդներով, որի հետևանքով ֆոտոազմապատկիչի ելքում առաջ է գալիս մի ազդանշան, որում կա ինֆորմացիա նշանակեալի դիրքի մասին:

### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Криксунов Л. З., Усольцев И. Ф. Инфракрасные системы. М., «Сов. радио», 1968.
2. Электроника. Экспресс-информация, 1961, № 36.
3. Гулгазарян К. А. Координатно-чувствительные ФЭУ, ИТЭ, 1973, № 3.
4. Гулгазарян К. А. Модуляция тока ФЭУ внешними полями электродами. ОМН, 1974, № 4.

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

А. А. ОГАНЕСЯН, П. П. НАШЕНЦЕВ

КОНТУРНЫЙ ИНДУКТИВНЫЙ  
 ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ

В условиях современного этапа научно-технической революции, сопровождающейся значительным увеличением объема информации, усложнением информационных процессов, развитием теории и расширением практических возможностей автоматизированных информационно-измерительных систем, все более широкое применение находят преобразователи перемещений трансформаторного типа. Однако присущие им недостатки: наличие ферромагнитных элементов (где имеет место явление гистерезиса и появляются вихревые токи), небольшой линейный участок выходной характеристики, большие габариты и вес, существенно сужают область их применения. Требования, предъявляемые к преобразователям информационно-измерительными системами, весьма многообразны и зависят от того, в какой отрасли техники они используются.

Необходимость получения надежных преобразователей, имеющих высокую линейность выходной характеристики, простую, малогабаритную и технологичную конструкцию, привела к разработке и исследованию конструктивно новых контурных индуктивных преобразователей (КИП), отвечающих всем требованиям, предъявляемым к ним.

Рассматриваемый в настоящей работе КИП состоит из трех соосных концентрических цилиндров, выполненных из оргстекла, на которых размещены обмотки возбуждения 1, 2 и измерительная обмотка 3 (рис. 1). Обмотки возбуждения 1, 2 расположены на внешнем и внутреннем

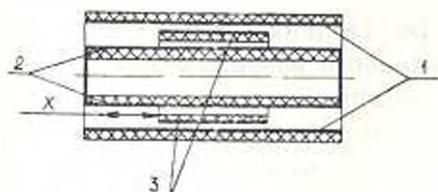


Рис. 1.

цилиндрах, измерительная обмотка — на среднем цилиндре. Обмотки возбуждения дифференцированы, что позволяет при переходе измерительной обмотки через электрическую нейтраль иметь на выходе чистый

ноль. Линейное перемещение подается на измерительную обмотку, которая перемещается относительно обмоток возбуждения. Все обмотки выполнены печатным монтажом в виде меандра, что значительно улучшает метрологические характеристики преобразователя. Характерной особенностью КИП является то, что питание обмоток возбуждения осуществляется от генератора синусоидальных колебаний с повышенной частотой порядка 100—300 кГц, что существенно повышает чувствительность преобразователя.

Одним из основных вопросов исследования КИП является вывод и анализ их статических характеристик.

Для выявления функциональной зависимости  $U_{\text{вых}} = f(x)$  (где  $x$  — подаваемое перемещение;  $U_{\text{вых}}$  — выходное напряжение) рассмотрим два одинаковых контура  $I$  обмотки возбуждения и  $II$  — измерительной обмотки (рис. 2). Контур  $II$  лежит в плоскости  $xOy$ , а контур  $I$ ,

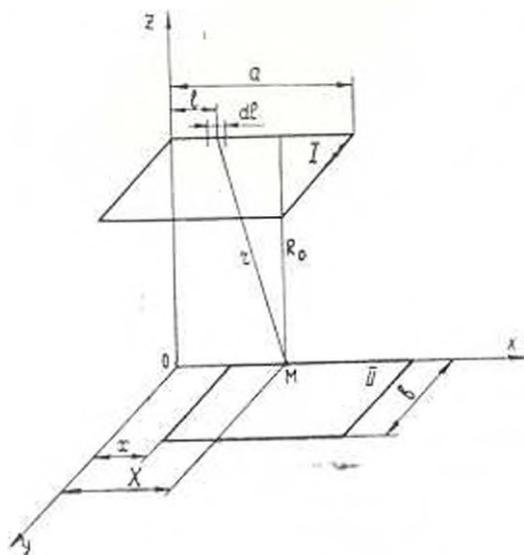


Рис 2.

по которому течет ток питания  $I$ , расположен на расстоянии  $R_0$  от него. Изменение выходного напряжения  $U_{\text{вых}}$  на контуре измерительной обмотки  $II$  при ее перемещении относительно контура обмотки возбуждения происходит в результате изменения магнитного потока сцепления между продольными участками контуров обеих обмоток.

В данном случае, когда магнитное поле носит вихревой характер и, следовательно, не может быть охарактеризовано скалярным потенциалом, оно может быть определено посредством векторной функции тока и координат точек поля, т. е. векторным потенциалом магнитного поля  $A$ .

Известно, что

$$A = \frac{\mu I}{4\pi} \oint \frac{dl}{r} \quad (1)$$

Полагая, что  $\mu = \mu_0$ , будем иметь:

$$A = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^a \frac{dl}{r} \quad (2)$$

Из рис. 2 видно, что

$$r = \sqrt{R_0^2 + (X-l)^2}$$

Тогда (2) примет вид

$$A = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^a \frac{dl}{\sqrt{R_0^2 + (X-l)^2}} \quad (3)$$

В данном случае задача сводится к определению векторного магнитного потенциала  $A$  в точке  $M$  от линейного тока  $I$ , протекающего по контуру I, по линии, ограничивающей контур II.

Интегрируя (3) в пределах от 0 до  $a$  и учитывая, что  $b \ll a$ , получим:

$$A = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^a \frac{dl}{\sqrt{R_0^2 + (X-l)^2}} = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \ln \frac{X + \sqrt{R_0^2 + X^2}}{(X-a) + \sqrt{R_0^2 + (X-a)^2}} \quad (4)$$

Таким образом, для определения магнитного потока сквозь поверхность, ограниченную контуром II (что и является нашей целью), необходимо знать циркуляцию векторного магнитного потенциала вдоль контура II:

$$\Phi = \oint A dl \quad (5)$$

Подставляя (4) в (5), имеем

$$\Phi(x) = \int A dX = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int_0^{x+a} \ln \left| \frac{X + \sqrt{R_0^2 + X^2}}{(X-a) + \sqrt{R_0^2 + (X-a)^2}} \right| dX \quad (6)$$

Принтегрировав (6), получим:

$$\begin{aligned} \Phi(x) = & \frac{\mu_0 I}{4\pi} \left\{ (x+a) \ln \left[ (x+a) + \sqrt{R_0^2 + (x+a)^2} \right] - \sqrt{R_0^2 + (x+a)^2} - \right. \\ & - x \ln(x + \sqrt{R_0^2 + x^2}) + \sqrt{R_0^2 + x^2} - \\ & \left. + (x-a) \ln \left[ (x-a) + \sqrt{R_0^2 + (x-a)^2} \right] - \sqrt{R_0^2 + (x-a)^2} \right\} \quad (7) \end{aligned}$$

где  $a$  — длина рабочей части отрезка с током, равная длине контура обмотки возбуждения;

$x$  — перемещение, подаваемое на измерительную обмотку;

$R_0$  — расстояние между контурами обмотки возбуждения и измерительной обмотки.

Если размеры контуров преобразователя выбрать так, чтобы были справедливы неравенства:

$$R_0^2 \ll (a-x)^2; \quad R_0^2 \ll (a+x)^2, \quad (8)$$

то выражение для магнитного потока, пронизывающего контур измерительной обмотки II, запишется в виде:

$$\Phi(x) = \frac{\mu_0 I}{4\pi} (x+a) \ln \left( \frac{a^2 + R_0^2}{R_0^2} \right), \quad (9)$$

Из соотношения (9) видно, что изменение магнитного потока, пронизывающего один контур измерительной обмотки, линейно зависит от перемещения  $x$ .

Напряжение  $U_{\text{вых}}$  на выходе измерительной обмотки определяется как:

$$U_{\text{вых}} = 2mc \frac{d\Phi(x, t)}{dt}, \quad (10)$$

где  $m$  — число контуров измерительной обмотки;  $c$  — коэффициент пропорциональности.

Таким образом, выбрав соответствующим образом геометрию преобразователя, т. е. размеры  $R_0$ ,  $a$  и  $b$ , всегда можно обеспечить необходимую точность и линейность преобразователя.

#### Технические характеристики преобразователя

Диапазон рабочих перемещений, мм	± 10
Приведенная погрешность, %	0,2
Напряжение возбуждения, В	8
Частота напряжения возбуждения, кГц	50
Габаритные размеры:	
длина, мм	60
диаметр внешнего цилиндра, мм	18
Масса преобразователя, г	150

Поступило 20.11.1976.

Ա. Ա. ՕԳԱՆԵՅԱՆ, Ն. Ն. ՊԱՇԵՆՑԵՎ

ՏԵԿՆԱՓՈՒԿՈՒԹՅՆԵՐԻ ԿՈՆՏՐՈԼԻՐԱՅԻՆ ԵՆԴՈՒԿՏԻՎ ԿԵՐՊԱՓՈՒԿ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Ւ Ճ

Հողվածուժ արված է կոնտրոլային ինդուկտիվ կերպափոխիչի կոնստրուկտիվ առանձնահատկությունների նկարագրությունը և նրա համառոտ վերլուծությունը՝ ներկայումս զոլություն ունեցող այլ հիմնական կերպափոխիչների

Համեմատությամբ: Դուրս է բերված և վերլուծված կերպափոխիչի ստատիկ բնութագիրը: Հետազոտվում է նաև ելքի բնութագրի դժային հատվածի մեծացումը՝ կերպափոխիչի օպտիմալ երկրաչափական շափերը բնորոշող նանապարհով:

Ատացված արդյունքները հնարավորություն են բնձեռնում զգալիորեն բարձրացնել կերպափոխիչի ինֆորմացիոն բնութագրերը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Куликовский Л. Ф. Индуктивные измерители перемещений, Госэнергоиздат, 1961.
2. Оганесян А. А., Пащенко П. Н. Контурный индуктивный преобразователь линейных перемещений. Информационный листок № 592—74, Куйбышев, ЦНТИ, 1974.
3. Додат Г. Б. Таблицы интегралов и другие математические формулы, изд. «Наука», М., 1973.

ЭНЕРГЕТИКА

Մ. Ա. ՕՔՏԻՅԱՆ

ВЫБОР ПЕРЕМЕННОГО ЗНАЧЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА  
 СЖАТИЯ В РАСЧЕТАХ УСТАНОВИВШЕГОСЯ  
 РЕЖИМА ЭНЕРГОСИСТЕМ

Задача расчета установившегося режима электрических систем является одной из важнейших в электроэнергетике. Расчеты установившихся режимов на ЦВМ широко используются в исследованиях устойчивости, оптимизации, потокораспределений в сложных электрических системах. Практика таких расчетов показала, что в целом ряде случаев итерация или расходится, или сходится к физически нереализуемому решению.

Расчеты установившихся режимов энергосистем сводится к решению итерационными методами систем нелинейных уравнений, которые записываются в виде  $x = \varphi(x)$ . При помощи алгоритма [1], разработанного в АрмНИИЭ, применяющего оценку теории сжимающих отображений, а именно:

$$\|x^{(i+1)} - x^{(i)}\| \leq q^i \|x^{(1)} - x^{(0)}\| \quad (1)$$

(где  $i$  — номер шага итерации;  $q$  — постоянная, выбираемая в пределах  $0 \leq q < 1$ ), в некоторой степени получена сходимость к физически реализуемому решению.

На примере расчета одной системы, приведенной к многополюснику с восемью узлами, из которых 4 — генераторные, 4 — нагрузочные, в [2] показано, что при задании разного количества напряжений генератора ( $U_1; U_1 + U_2; U_1 + U_3; U_1 + U_4$ ) с применением  $q$  итерация сходится, а при определенном  $q$  — к данному решению. Величина  $q$  определялась экспериментально для каждого случая.

В этой работе выбор  $q$  зависит от искомого напряжения и является переменной величиной, меняющейся в пределах  $0 \leq q < 1$ .

В работах [3, 4] доказывается, что если область  $D$ , в которой якобиан системы отличен от нуля, выпукла, то в этой области для каждого значения регулируемых параметров ( $P, Q, U^*$ ) существование режима означает его единственность.

На основании теоремы Ролля доказывается, что если система имеет разные решения, то каждая пара решений должна быть отделена друг от друга точкой на отрезке прямой между этими решениями, в которой якобиан системы равен нулю. Следовательно, если, находясь в

данной области, не пересекать границу и если итерация сходящаяся, то можно прийти к единственному решению.

Решая систему уравнений установившегося режима методом Зейделя, каждый шаг можно рассмотреть как какое-то решение данной системы, и если расстояние между двумя последующими шагами будет меньше расстояния до границы, то итерация придет к единственному физически реализуемому решению.

Задача заключается в том, чтобы для каждого шага определить кратчайшее расстояние любой невырожденной матрицы до ближайшей вырожденной, т. е.  $\|A - S_0\|$ , для всех вырожденных матриц  $S_0$ .

В [5] доказывается теорема, что для любой вещественной матрицы имеются такие ортогональные матрицы  $U, V$ , что

$$U^T A V = D = \begin{pmatrix} \mu_1 & & & 0 \\ & \mu_2 & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & \mu_n \end{pmatrix},$$

где  $D$  — диагональная матрица;

$\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n$  — сингулярные числа, представляющие собой неотрицательные квадратные корни собственных значений симметрических матриц  $AA^T$  ( $A^T$  — транспонированная матрица).

В частности, если  $A$  — невырожденная матрица, то  $\mu_1 \geq \mu_2 \geq \mu_3 \geq \dots \geq \mu_n > 0$ . Для определения расстояния (евклидовой нормы) между матрицами обозначим

$$S_0 = U D_0 V^T,$$

где

$$D_0 = \begin{pmatrix} \mu_1 & & & 0 \\ & \mu_2 & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & \mu_{n-1} \\ & & & & 0 \end{pmatrix};$$

$S_0$  — вырожденная матрица;  $A, S$  — произвольные матрицы.

Тогда

$$A - S = (A - S_0) + (S_0 - S).$$

откуда, переходя к норме, получается:

$$0 \leq \|A - S\| \leq \|A - S_0\| + \|S_0 - S\| = \|U(D - D_0)V^T\| + \|S - S_0\| =$$

$$= \|D - D_0\| + \|S - S_0\| = \mu_n + \|S - S_0\|;$$

если  $S$  — вырожденная матрица, то  $S - S_0$  и  $\|A - S\| = \mu_n$ .

Можно доказать, что  $\mu_n = \min |\lambda_i|$ , где  $\min |\lambda_i|$  — наименьшее собственное значение матрицы  $A$ .

Доказательство. Пусть  $A^1$  — транспонированная матрица, тогда

$$D^1 D = (U^1 A V)^T (U^1 A V) = V^1 A^1 U \cdot U^1 A V = V^1 A^1 A V$$

есть диагональная матрица с элементами  $\mu_1^2, \mu_2^2, \dots, \mu_n^2$ .

Так как  $D^1 = D$  и  $V^1 = V^{-1}$ , то

$$D^2 = (V^{-1} A^1 A V) = (V^{-1} A^1 V)(V^{-1} A V).$$

Если  $A$  — симметричная матрица, то  $D^2 = (V^{-1} A V)^2$ , откуда

$$V^{-1} A V = \begin{pmatrix} \pm \mu_1 & & & 0 \\ & \pm \mu_2 & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & \pm \mu_n \end{pmatrix}.$$

т. е. числа  $\mu_i$  с точностью до знака суть собственные значения  $A$ :  $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ , а так как  $\mu_n \geq 0$ , то  $|\lambda_i| = \mu_i$ , где  $i = 1, 2, \dots, n$ .

Определить собственные значения матрицы  $(\lambda_i)$  практически очень сложно. Поэтому можно прибегнуть к мере обусловленности, которая для симметрических матриц [6] равна:  $\nu_3 = \max |\lambda_i| / \min |\lambda_i|$ ;  $\max |\lambda_i| = \|A\|_3$ , где  $\|A\|_3$  — эуклидова норма матрицы. Следовательно,

$$\min |\lambda_i| = \frac{1}{\nu_3} \|A\|_3.$$

С другой стороны [7], для  $\nu_3$  можно привести и другую оценку:

$$\nu_3 = \frac{\max |\lambda_i|}{\min |\lambda_i|} = \sqrt{\frac{\max_i \sum_{j=1}^n (a_{ij})^2}{\min_i \sum_{j=1}^n (a_{ij})^2}},$$

где  $a_{ij}$  — элемент матрицы  $A$ . Отсюда

$$\min |\lambda_i| = \sqrt{\frac{\min_i \sum_{j=1}^n (a_{ij})^2}{\max_i \sum_{j=1}^n (a_{ij})^2}} \|A\|_3.$$

Для расчета установившегося режима энергосистемы, приведенной к многополюснику, фазы комплексных напряжений определяются по уравнениям [1]:

$$|U_a^{(i-1)} b_{ca} \sin \psi_a^{(i)}| = \left| \frac{Q_c}{U_c^{(i-1)}} \sin \psi_c^{(i-1)} + F_c^{(i-1)} \right| \quad \text{при } Q_c > 0;$$

$$\left| U_a^{(i-1)} b_{ca} - \frac{Q_c}{U_c^{(i-1)}} \right| \sin \psi_a^{(i)} = |F_c^{(i-1)}| \quad \text{при } Q_c < 0,$$

где

$$F_c^{(i-1)} = \frac{P_c}{U_c^{(i)}} \cos \psi_c^{(i-1)} - \sum_{k=1}^n U_k g_{ck} \cos \psi_k^{(i-1)} - \sum_{i=1}^n U_i b_{ci} \sin \psi_i;$$

$c$  — индекс строки, пробегающей все значения  $a = 1 \div n$ ;

$a$  — индекс столбца.

Согласно (1) можно записать:

$$\| U_a^{(i)} - U_a^{(i-1)} \| \leq q^i \| U_a^{(1)} - U_a^{(0)} \|.$$

С другой стороны, на основании (2)

$$\| U_a^{(i)} - U_a^{(i-1)} \| \leq \left[ \sqrt{\frac{\min_a \sum_{c=1}^n (U_a^{(i-1)} b_{ca})^2}{\max_a \sum_{c=1}^n (U_a^{(i-1)} b_{ca})^2}} \right]^i \| U_a^{(1)} - U_a^{(0)} \|.$$

откуда

$$q = \sqrt{\frac{\min_a \sum_{c=1}^n (U_a^{(i-1)} b_{ca})^2}{\max_a \sum_{c=1}^n (U_a^{(i-1)} b_{ca})^2}}.$$

В программу расчета установившегося режима, составленную для ЭВМ «Наир-1», введены эти ограничения по напряжению и произведен расчет системы многополюсника с  $n = 8$  при разных числах заданных напряжений. Результаты расчета сведены в табл. 1, где даны значения  $q$  при разных шагах итерации ( $x = \sin \psi$ ;  $i$  — индекс шага).

Заданы: параметры  $g_{mk}$  и  $b_{mk}$  ( $m, k = 1, 2, \dots, 8$ ) — активные и реактивные проводимости многополюсника; активные мощности всех узлов (кроме балансирующего  $P_3$ ); фаза напряжения балансирующего узла —  $\psi_3$ ; модули напряжений и реактивные мощности узлов:

- |                  |               |
|------------------|---------------|
| а) $U_1$ ;       | $Q_3 + Q_6$ ; |
| б) $U_1 + U_2$ ; | $Q_3 - Q_6$ ; |
| в) $U_1 - U_3$ ; | $Q_4 - Q_6$ ; |
| г) $U_1 + U_4$ ; | $Q_5 - Q_6$ . |

В настоящее время эта программа переводится на язык «Фортран-4» для расчета более сложных энергосистем.

Таблица 1

№ узла	Параметры режима				Значения $q$ при задании				
	$P, \text{кВт}$	$x$	$U, \text{кВ}$	$Q, \text{квар}$	$i$	$U_1$	$U_1+U_2$	$U_2+U_3$	$U_1+U_4$
1	258.2	0.386	259.0	177.2	1	0.16794	0.15811	0.16427	0.21657
2	-54.7	-0.439	266.5	137.4	2	0.10479	0.15700	0.10611	0.14397
3	157.9	-0.149	251.0	138.1	6	0.02316	0.05538	0.10217	0.00622
4	418.1	0.111	227.0	87.7	8	0.00605	0.00653	0.01185	0.00069
5	-229.9	-0.285	220.0	-79.5	11	0.00063	0.00025	0.00045	0.00007
6	-116.9	-0.359	220.0	-67.7	13	0.00012	0.00008	0.00005	—
7	-64.7	0.093	223.0	-32.1	14	0.00005	—	0.00005	—
8	-322.6	0.159	210.9	-31.2	15	0.00005	—	—	—
Число шагов итерации					$k$	15	13	14	11

## Выводы

1. В процессе итерации с уточнением искомого напряжения меняется и коэффициент  $q$ , оставаясь всегда меньше единицы.

2. Коэффициент  $q$  выбирается программой автоматически для любого числа заданных напряжений.

АрмНИИЭ

Поступило 30.VI 1975.

Կ. Ա. ՕՔՍՈՋՅԱՆ

### ԷԼԵԿՏՐՈՆԱԿԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԿՆԵՐԻ ՀԱՍՏԱՏՎԱԿԵ ԹԵԺՄՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿՆԵՐԻՆԵՐ ՍԵՂՎՄԵՍԱՆ ԳՈՐԾԱԿՅԻ ՓԻՓՈՆԱԿԱՆ ԱՐԹԵՐԻ ԸՆՏՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ա. Մ. Բ. Ո. Մ.

Տարրեր աշխատություններում ապացուցվում է, որ եթե  $D$  ուսուցիչի տիրույթի համակարգի չափերիանը գրույից տարրեր է, ապա տիրույթում սեծիսի գույություն ունենալը նշանակում է, որ աշխատանք է: Այդ տիրույթի կարգի կետերում համակարգի չափերիանը հաճախ է գրույի:

Սույն հոդվածում իտերաշիայի լուրարանչյուր քայլի համար արոշվում է միջև կարգիծը եղած հեռավորությունը (էվկլիդեսյան նորման) և ուրբհեռանալը բերված միացյալ համակարգի օրինակի վրա ցույց է տրված տարրերի սկզբնական պարամետրները ղեպրում գույամբությունը միջևնույն լուծմանը:

### ЛИТЕРАТУРА

1. Адоян Г. Т. Алгоритм расчета установившегося режима энергосистемы с учетом нелинейных характеристик генератора. «Электричество», № 2, 1973.
2. Оксужан П. А. К исследованиям сходимости итерации в расчетах установившихся электрических режимов энергосистем. «Известия АН АрмССР (серия техн. наук)», т. XXVI, № 3, 1973.
3. Идельчик В. И. Свойства решения уравнений стационарного режима сложных энергосистем. Иркутск, 1970.
4. Смирнов К. А. О единственности решения при расчетах оптимального распределения мощностей в энергосистеме. Сб. «Проблемы электроэнергетики», 1966.
5. Форсайт Дж., Молер К. Численное решение систем линейных алгебраических уравнений. М., 1969.
6. Бахвалов Н. С. Численные методы. М., 1973.
7. Жидков Н. П. Несколько замечаний по поводу обусловленности системы линейных алгебраических уравнений. «Вычислительная математика и математическая физика», 3, № 5, 1963.

*К вопросу о согласовании спектральных характеристик инфракрасных излучателей со спектрами поглощения стеклопластиков в технологическом процессе сушки однонаправленной стеклоленты.* Ванун В. С., Николаичих Я. И., Трифинов С. Д., Трифинова Л. Д. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 1, 1976, 3—9.

Приведены результаты экспериментальных исследований спектров пропускания и поглощения связующих растворов на основе эпоксидных смол, смеси растворителей и незаполимеризованной однонаправленной стеклоленты, применяемой для изготовления оболочковых изделий методом намотки. С учетом полученных спектров обоснован выбор световых инфракрасных излучателей с температурой излучения  $1000 \div 1100^\circ\text{C}$  для селективного нагрева и сушки однонаправленной стеклоленты.

Илл. 3. Библ. 3 назв.

УДК 621.635 (0)1.24

*Способ учета изменений, вносимых нециркулирующими массами в расчет аэродинамической характеристики встроеного центробежного вентилятора.* Александрия А. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 4, 1976, 10—16.

Предлагается учитывать влияние, оказываемое нециркулирующими массами на аэродинамическую характеристику неоптимального центробежного вентилятора. Этот учет приводит к представлению аэродинамической характеристики в виде двух составляющих, одна из которых обеспечивается неизменным расходом в кожухе, а вторая — нециркулирующими массами. Указанные характеристики складываются подобно характеристикам двух параллельно работающих вентиляторов, имеющих равное давление при нулевой подаче.

Методика расчета, основанная на подобном представлении, позволяет с достаточной для практики точностью рассчитывать всю аэродинамическую характеристику как оптимальных, так и неоптимальных вентиляторов.

Илл. 3. Библ. 3 назв.

УДК 621.835.2.001.24

*Проектирование кулачкового механизма периодического одностороннего поворота.* Амбарцумян Р. В. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 4, 1976, 17—22.

Решена задача синтеза кулачкового механизма периодического одностороннего поворота, в котором возвратно-поступательное перемещение ведущего звена преобразуется в периодический односторонний поворот ведомого звена. Получены выражения, позволяющие определить неизвестные параметры схема механизма при заданных: числа позиций ведомого звена, коэффициента его работы и времени либо остановки, либо поворота.

Илл. 3.

УДК 62—216.8+620.177] 517.948.32/33

*Цилиндрический изгиб прямоугольной вязко-упругой пластинки при высоких температурах.* Унямян Р. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 4, 1976, 23—30.

На основе уравнений деформационной теории термопластичности исследуется задача о цилиндрическом изгибе прямоугольной металлической плиты в условиях высокого нестационарного температурного поля. Принимается: степенной закон упрочнения, гипотеза плоских сечений и учитывается влияние температуры на механические характеристики стали.

При определении напряженно-деформированного состояния плиты в пределах справедливости суперпозиции деформаций учитывается неоднородная деформация ползучести. Определение напряжений в плите сводится к нелинейному интегральному уравнению типа Вольтерра, решение которого приводится методом последовательных приближений.

Приведены результаты расчетов и графики распределения напряжений и температуры, которые могут быть использованы при определении рациональных форм кристаллизаторов, предназначенных для непрерывного литья стали.

Табл. 6. Библ. 11 назв.

УДК 622.766 : 519.2

*Применение методов корреляционного анализа при исследовании промышленного процесса флотации.* Слакян В. М., Геворкян М. Б. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 4, 1976, 31—36.

По результатам предварительных исследований были выявлены основные факторы, влияющие на выходные показатели процесса флотации в условиях обогатительной фабрики. С целью изучения влияния выбранных факторов на технологические показатели работы флотационного отделения был поставлен эксперимент, заключающийся в регистрации данных параметров и условиях нормальной эксплуатации объекта с учетом времени запыливания по каждому каналу. По каждому параметру рассчитаны статистические характеристики  $\bar{x}$ ,  $\sigma$ ,  $A$ ,  $E$ ,  $\nu$ . Оценки зависимостей между параметрами, формы и степени влияния каждого фактора на технологические показатели процесса даются на основе методов парной корреляции.

Получены линейные уравнения регрессии по каждому выходному показателю. Проведена проверка адекватности полученных уравнений, указывающая на неадекватность данных уравнений в исследуемом диапазоне изменения переменных.

Табл. 4. Библ. 2 назв.

УДК 624.075.4 : 539.376

*Расчет на изгиб упруго-ползучей железобетонной плиты на упруго-ползучем основании.* Гайтона Л. М. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 4, 1976, 37—44.

Рассмотрев минимальные свойства действительного распределения перемещений, получено выражение полной энергии при изгибе железобетонных упруго-ползучих плит на упруго-ползучем основании с учетом последственных свойств ползучести бетона и основания. Следуя методу Ритца, составлена система интегральных уравнений Вольтерра второго рода и дано их решение.

На основании полученной системы интегральных уравнений вариационного метода приведен анализ напряженно-деформированного состояния для рассматриваемой задачи. Решен числовой пример для разных процентов армирования.

Табл. 1. Библ. 9 назв.

УДК 621.382.3 : 539.3

*К нелинейной теории многоколлекторных транзисторов.* Арустамян В. Е. «Известия АН АрмССР (серия Т. II)», т. XXIX, № 4, 1976, 45—54.

Система уравнений одноколлекторного транзистора обобщена для случая, когда транзисторная структура содержит множество коллекторных  $p-n$ -переходов.

Определяются параметры, характеризующие многоколлекторный транзистор, которые позволяют преобразовать матрицу тепловых токов и тем самым, работу многоколлекторного транзистора описать традиционным

методом. Подробно исследуется случай двух коллекторов в статическом и динамическом режимах, построена эквивалентная схема для активной области.

Илл. 2. Табл. 2. Библ. 6 назв.

УДК 621.383.2

*Оптический координатор цели.* Гулгазарян К. А. «Известия АН АрмССР (серия Е. Н.)», т. XXIX, № 4, 1976, 55—58.

Известные координаторы цели обычно строятся на базе промышленных ФЭУ с использованием вращающихся дисков или на базе специальных координатно-чувствительных ФЭУ. В статье рассмотрен координатор цели, выполненный на базе промышленного фотоумножителя типа ФЭУ-86 без использования вращающихся элементов и сложных светоделительных устройств.

В рассмотренном устройстве приходящее от цели излучение оптической линзовой системой делится на четыре части, каждая из которых фокусируется на различные области фотокатода. В фокальной плоскости квадратный экран установлен так, что в нормальном положении половина каждого из световых потоков падает на экран.

Для формирования сигнала рассогласования, токи, обусловленные световыми потоками, модулируются внешними боковыми электродами. Приведена конструкция внешних электродов, обеспечивающая глубокую модуляцию токов и малое влияние модулирующих полей на соседние фотоэлектронные потоки. Показано, что устройство не уступает известному квадратному ФЭУ.

Илл. 3. Библ. 4 назв.

УДК 621.314.5+621.316.721

*Контурный индуктивный преобразователь перемещений.* Оганесян А. А., Пашенцев Н. Н. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXIX, № 4, 1976, 59—63.

Приведено описание конструктивных особенностей контурного индуктивного преобразователя и дан его краткий анализ в сравнении с существующими в настоящее время преобразователями. Выявлена и проанализирована статическая характеристика преобразователя.

Исследованы также пути расширения линейного участка выходной характеристики. В качестве примера рассматривается метод выбора оптимальных геометрических размеров преобразователя. Полученные результаты дают возможность существенно улучшить информационные характеристики преобразователя.

Илл. 2. Библ. 3 назв.

УДК 621.311.1.001

*Выбор переменного значения коэффициента сжатия в расчетах установившегося режима энергосистем.* Ожсюзян П. А. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXIX, № 4, 1976, 64—68.

В различных работах доказывается, что если область, в которой якобиан системы отличен от нуля, выпукла, то в этой области существование режима означает его единственность. Границей этой области служит линия, в точках которой якобиан системы равен нулю.

В данной статье для каждого шага итерации определяется расстояние (евклидова норма) до границы и на примере одной объединенной системы, приведенной к восьминолукснику, показана сходимости к одному и тому же решению при разных исходных параметрах.

Табл. 1. Библ. 7 назв.

Բ Ո Վ Ա Ն Ի Ա Կ Ո Ւ Թ Յ Ո Ւ Ն

ՆՅՈՒԹԱԿԻՏՈՒԹՅՈՒՆ

Վ. Օ. Վանուեի, Յու. Լ. Աիլիլայլիկ, Ս. Գ. Տրիֆոնով, Լ. Գ. Տրիֆոնովա. Միատղղորդված ազակեծապովենի շորացման տեխնոլոգիական պրոցեսում ինֆրակարմիր ճառագայթիչի սպեկտրալ բնութագրերն ազակեպլաստիկների կլանման ուղեկտրներին նետ համաձայնեցնելու հարցի շուրջը . . . . . 3

ՄԵՓԵՆԱՇԻՆՈՒԹՅՈՒՆ

Ա. Ա. Ալեխանյան, Ներկառուցված կենտրոնախույս սղափոխիչի աերոդինամիկական բնութագրերի հաշվարկում շրջապատվող մասսաների շերտի վառացող փոփոխությունների հաշվարցի եղանակ . . . . . 19  
Ի. Վ. Համբաբույանց. Պարբերական միակողմ շրջման բռնցքային մեխանիզմի նախասծում . . . . . 17  
Ռ. Ա. Հուրանյան. Ուղղանկյուն հատվածքով սալի տոսակցա-մածուցիկ գըանական ծոռմբ բարձր շերմային դաշտում . . . . . 23

ՄԵՏԱԼՈՒՐԳԻԱ

Վ. Մ. Սանակյան, Մ. Ռ. Կարգյան, Կոռեյացիոն վերլուծության մեթոդների կիրառումը Ֆլուտացիայի արդյունաբերական պրոցեսի նետադոտության ժամանակ . . . . . 31

ՇԻՆԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵԽԱՆԻԿԱ

Լ. Մ. Գայտովա. Ուսածղա-սողուն հիմնատակի վրա դրված տոսածղա-սողուն երկաթբետոնե սալի ծուման հաշվարկը . . . . . 37

ՏԵԽՆՈԿԱԿԱՆ ԷԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱ

Վ. Ե. Արուստամյան. Բազմակողեկտորային տրանզիտտրներին ոչ-գծային տեաության շուրջը . . . . . 43  
Կ. Ա. Կուրազարյան. Նշանակեաի օպտիկական կոորդինատոր . . . . . 53

ՉԱՓՈՂԱԿԱՆ ՏԵԽՆԻԿԱ

Ա. Ա. Հովանեիսյան, Ն. Ն. Պաշենց, Տեղաիտիումների կոնսուրային ինդուկտիվ կերպափոխիչ . . . . . 59

ԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱ

Ն. Ա. Օբուդյան. Էներգետիկական համակարգերի հաստատված սեծիմների հաշվարկելըում սեղման դորձակցի փոփոխական արժեքի ընարությունը . . . . . 64

## СОДЕРЖАНИЕ

### Материаловедение

- В. О. Вануни, Я. И. Николайчик, С. Д. Трифонов, Л. Д. Трифонова. К вопросу о несогласовании спектральных характеристик инфракрасных излучателей со спектрами поглощения стеклопластиков в технологическом процессе сушки однонаправленной стеклоленты . . . . . 3

### Машиностроение

- А. А. Алексанян. Способ учета изменений инерционных центрирующими массами в расчет лэродинамической характеристики встроеного центробежного вентилятора . . . . . 10
- Р. В. Амбарцумян. Проектирование кулачкового механизма периодического одностороннего поворота . . . . . 17
- Р. А. Унянцян. Цилиндрический изгиб прямоугольной вязко-упругой пластинки при высоких температурах . . . . . 23

### Металлургия

- В. М. Саакян, М. Б. Геворкян. Применение методов корреляционного анализа при исследовании промышленного процесса флотации . . . . . 31

### Строительная механика

- Л. М. Гайтова. Расчет на изгиб упруго-ползучей железобетонной плиты на упруго-ползучем основании . . . . . 37

### Техническая электроника

- В. Е. Арустамян. К нелинейной теории многоколлекторных транзисторов . . . . . 45
- К. А. Гулгазарян. Оптический координатор цели . . . . . 55

### Измерительная техника

- А. А. Оганесян, Н. Н. Пашенцев. Конструктив индуктивный преобразователь перемещений . . . . . 59

### Энергетика

- Н. А. Оксужян. Выбор переменного значения коэффициента сжатия в расчетах установившегося режима энергосистем . . . . . 61