

ВЕСТНИК ИНЖЕНЕРОВ и ТЕХНИКОВ

1 9  4 7

ИЗДАТЕЛЬСТВО ВЦСПС — ПРОФИЗДАТ
МОСКВА

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Достойно встретить XXX годовщину Великого Октября	41
Проф. В. Д. Мачинский — Априорное построение критериев строительной теплотехники	42
Д-р. техн. наук. проф. М. М. Хазен — Характерные перепады для потока газа при сверхзвуковых скоростях	44
Д-р. техн. наук, проф. Ю. М. Лахтин — Диффузия азота в железе	48
Канд. техн. наук. Л. Э. Павзнер — Исследование остаточного аустенита в закаленных конструкционных сталях	55
Д-р. техн. наук А. Р. Ржаницын — Приближенный расчет гибких рам .	58
Е. Ф. Бурмистров — Некоторые случаи изгиба треугольной ортотропной пластинки	63
Инж. Н. В. Морозов — Какими должны быть мощные стальные конструк- ции	65
В. Ф. Кспытов — Расчет диффузии углерода в стали	68
Инж. Б. П. Тебенков — Массовое промышленное применение игольчатых рекуператоров	72
Хроника научных инженерно-технических обществ	
В Обществе водников	78
Конференция Ленинградского областного совета НИТО и Общества электротранспорта	79
Критика и библиография	80

*Редакционная коллегия: проф. В. С. ЕМЕЛЬЯНОВ, инж В. П. ЛЕБЕДЕВ, акад. В. Л. ПОЗДЮНИН,
член-корр. АН СССР Н. С. СТРЕЛЕЦКИЙ, член-корр. АН СССР А. Б. ЧЕРНЫШЕВ.*

А Д Р Е С Р Е Д А К Ц И И: Москва, Проезд Владимирова, 6. Тел. Н 4-88-65

В Е С Т Н И К И Н Ж Е Н Е Р О В и Т Е Х Н И К О В

« ENGINEERS AND TECHNICIANS BULLETIN »

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ОРГАН ВСНТО

« BULLETIN DES INGENIEURS ET DES TECHNICIENS »

ОСНОВАН В 1915 г. ПОЛИТЕХНИЧЕСКИМ ОБЩЕСТВОМ в МОСКВЕ и ОБЩЕСТВОМ ТЕХНОЛОГОВ в ЛЕНИНГРАДЕ

№ 2 1947 г.

Февраль

Достойно встретить XXX годовщину Великого Октября

Трудящиеся нашей страны с большим воодушевлением встретили призыв коллективов ленинградских предприятий развернуть социалистическое соревнование в честь тридцатилетия Великой Октябрьской социалистической революции и выполнить годовой план к 7 ноября 1947 г. Вслед за ленинградцами знамя соревнования подняли шахтеры всех угольных бассейнов. В своих письмах к вождю и учителю советского народа товарищу Сталину шахтеры обещают дать в этом году сверх плана сотни тысяч тонн угля. Мощное движение масс за достойную встречу исторической даты тридцатилетия Великого Октября разворачивается на предприятиях всех отраслей народного хозяйства. Включаются в соревнование и берут на себя конкретные социалистические обязательства коллективы предприятий и цехов, бригады и отдельные трудящиеся.

В ногу с рабочими идут и передовые командиры производства, в полном сознании своей огромной ответственности за исход широко развертывающегося соревнования. Они отдадут себе полный отчет в том, что их роль не ограничивается поддержкой инициативы, идущей снизу. Они стремятся проявить максимум организованности, создать все объективные условия для того, чтобы соревнующиеся могли работать на полную силу, чтобы не было простоев, чтобы правильно планировать производство, чтобы рабочие своевременно снабжались материалами, инструментами и всем необходимым для нормального производственного процесса. Усилия передовых инженеров и техников направлены на создание максимально благоприятных условий для выполнения и перевыполнения рабочими взятых на себя обязательств в соревновании; при непосредственном их участии на многих предприятиях нашей страны начали составляться планы широкого внедрения стахановских методов труда, инициатором которых явился закройщик московской обувной фабрики «Парижская Коммуна» Василий Матросов.

Инженеры и техники берут на себя конкретные обязательства, в основном направленные на повышение производительности труда на основе полного использования восьмичасового рабочего дня, всесторонней механизации трудоемких отраслей промышленности, дальнейшей электрифика-

ции народного хозяйства и интенсификации производственных процессов.

В числе активных борцов за досрочное выполнение плана второго года новой пятилетки должны быть и все члены научных инженерно-технических обществ. Ни один член общества не может быть вне этого всенародного соревнования.

Возглавить творческую инициативу своих членов — прямая задача научных инженерно-технических обществ. В этой связи заслуживают всяческого одобрения предложения членов обществ строителей и литейщиков об организации социалистического соревнования членов обществ в честь тридцатилетия Великого Октября на лучшие показатели в области повышения производительности труда в результате внедрения новой техники.

Члены обществ берут на себя конкретные обязательства по внедрению в производство научно-технических достижений, изобретений и передовых стахановских методов, направленных на интенсификацию существующих технологических процессов, на механизацию и автоматизацию трудоемких работ.

Всесоюзный совет всячески поддержал инициативу членов обществ строителей и литейщиков и в ближайшее время должен будет утвердить условия этого соревнования.

Правления обществ и областные отделения ВСНТО обязаны довести условия соревнования до всех своих ячеек на предприятиях, провести широкую разъяснительную работу по вовлечению в состав обществ и в соревнование новых членов обществ из числа передовых производственных инженеров.

Перед обществами стоит задача — совместно с техническими отделами министерств всесторонне информировать всех членов обществ об имеющихся ценных достижениях науки и техники по их специальностям, а также обеспечить бесперебойную научно-техническую помощь отдельным членам обществ в процессе практического осуществления ими принятых на себя обязательств.

Социалистическое соревнование должно стоять в центре внимания всех обществ.

Выше знамя социалистического соревнования на достойную встречу тридцатой годовщины Великой Октябрьской социалистической революции.

Вперед по сталинскому пути дальнейшего роста и расцвета нашей великой социалистической Родины.

Априорное построение критериев строительной теплотехники¹

Проф. В. Д. Мачинский

(Член Общества теплоснабжения, отопления и вентиляции)

Каждый сложный физический процесс, например, изменение температуры тела, зависит от ряда физических величин, факторов: размеров тела, коэффициента теплопроводности и т. д. Установив эти факторы в каждом случае, сгруппируем их в один комплекс сомножителей таким образом, чтобы факторы, усиливающие процесс, стояли в числителе составной дроби (имели положительные показатели степени), а противодействующие ему — в знаменателе (имели отрицательные показатели степени). Если какой-либо фактор влияет на процесс в одном и том же направлении вдвойне, т. е. два раза независимо один от другого, то он войдет в сомножители в квадрате. Ниже мы увидим такие примеры.

Полученный комплекс представит собой критерий процесса, характеристическую величину, т. е. такую, изменение которой по отдельным частным случаям закономерно связано с изменением общего характера процесса. Тогда по величине критерия можем судить о характере процесса и наоборот. Иначе говоря, для всех подобных процессов (т. е. процессов одинакового характера) критерии будут равны.

Приведем ряд примеров построения таких критериев.

1. В плоском слое однородного материала с определенной температурой во всех его частях внезапно создано изменение (перепад) температуры на обеих его поверхностях. Каков будет перепад внутри слоя, если выразить это изменение в долях от полного (созданного), как от единицы?

Ясно, что процесс будет зависеть в прямом отношении от коэффициента температуропроводности материала a ($a = \frac{\lambda}{c\gamma}$, где λ — коэффициент теплопроводности, c — теплоемкость 1 кг и γ — объемный вес в кг/м³ материала) и от времени τ час., а в обратном — от толщины слоя l . Этот фактор войдет в знаменатель комплекса в квадратной степени, так как толщина слоя уменьшает изменение в нем температурного перепада увеличением всех расстояний теплопередачи и, независимо от этого, увеличением общего теплосодержания слоя, количества теплоты, подлежащей перемещению.

Никакие другие факторы, кроме указанных, не влияют на процесс в заданной общей его форме².

¹ В дискуссионном порядке.

² Величина заданного полного перепада, созданного на поверхностях слоя, не влияет на относительное изменение этого перепада, измеряемое в долях от него. Так, при более сильном нагреве быстрее растут температуры в слое, но не изменяется темп относительного согревания его до той же доли от начального перепада, так как для этого требуется сообщить слою соответственно большее количество тепла.

Мы получили, таким образом, характеристическую величину $\frac{a\tau}{l^2}$ для относительного изменения температурного перепада в слое. Она известна в теплотехнике под названием критерия Фурье (F_0) и получена из дифференциального уравнения Фурье для нестационарного температурного поля в однородном плоском слое при обработке уравнения с применением теории подобия. Величина эта безразмерна.

2. Относительное температурное состояние поверхности однородного тела в среде с иной температурой — «относительное» в смысле сравнения температурного перепада здесь с таковым же для всего тела и окружающей среды. Это состояние зависит при стационарном тепловом режиме тела или для отдельных моментов нестационарного от теплового баланса на поверхности.

Возьмем, например, охлаждающееся тело в воздушной среде. Тепловой баланс для его поверхности — это соотношение между притоком к ней тепла изнутри тела и потерей тепла от поверхности к окружающему воздуху. Но приток зависит в прямом отношении от коэффициента теплопроводности тела λ и в обратном — от толщины (глубины) тела, увеличивающей расстояния для теплопередачи к поверхности. Следовательно, имеем для искомой характеристической величины выражение $\frac{\lambda}{l}$. Кроме того, баланс и тепловое состояние будут зависеть в обратном отношении от коэффициента α теплоперевода между поверхностью и воздухом, так как с возрастанием α температура поверхности приближается к температуре воздуха, т. е. тепловое напряжение ее снижается.

Кроме всех указанных, нет никаких других факторов, влияющих на относительный температурный перепад для поверхности тела.

Мы получили, таким образом, величину $\frac{\lambda}{\alpha l}$, известную у американцев как критерий теплотехники, а у немцев — как величина, обратная критерию Нуссельта ($Nu = \frac{\alpha l}{\lambda}$). Он выводится из дифференциального выражения Фурье для теплового потока в однородной среде и уравнения Ньютона для теплоперевода между поверхностью тела и окружающей средой. Этот критерий также безразмерен.

3. Возьмем случай ламинарного течения жидкости в трубе. Каково будет температурное состояние поперечного сечения этого потока? Для удобства предположим течение горячей жидкости, остывающей по мере ее продвижения в более холодной среде вокруг трубы. Средняя температура сечения потока будет тем выше, чем больше ско-

рость ω течения, приносящего тепло к сечению, и чем больше диаметр d трубы (больше удаленных от стенок¹ частиц жидкости). В обратном отношении влияет коэффициент температуропроводности жидкости $\left(a = \frac{\lambda}{c\gamma}\right)$, обуславливающий скорость передачи тепла к стенкам.

Таким образом получаем критерий $\frac{\omega d}{a}$, называемый критерием Пекле (Pe). В теплотехнике он выводится из уравнения Фурье для температурного поля в сечении ламинарного потока, при интерпретации этого уравнения по теории подобия, и представляет собою безразмерную величину.

4. Возьмем, наконец, случай турбулентного течения жидкости в трубе и определим, от чего зависит общая энергия и степень турбулентности потока. На это влияет в прямом отношении скорость, диаметр и плотность² жидкости, а в обратном — ее вязкость. Получаем, таким образом, характеристическую безразмерную величину $\frac{\omega d \rho}{\mu}$, так называемое число (критерий) Рейнольдса (Re), выводимое в теплотехнике из уравнения движения несжимаемой жидкости³.

5. Наконец, упомянутый выше коэффициент температуропроводности $a = \frac{\lambda}{c\gamma}$, есть не что иное, как критерий скорости распространения температуры в однородном теле. Априорное построение его очевидно без всяких пояснений.

Из приведенных примеров видно, что важнейшие критерии теплотехники, получаемые обычно из дифференциальных уравнений с помощью теории подобия, могут быть очень просто получены и без этих уравнений — вполне априорно. Надо только знать все важнейшие факторы, влияющие на процесс, и правильно разместить их в комплексе, составляющем характеристическую величину, насколько не заботясь о получаемой размерности. Отсюда следует, что в тех областях теплотехники, где встречаются сложные физические процессы, но не имеется дифференциальных уравнений для них, характеристические величины или критерии иногда могут быть составлены априорно и без учета размерностей. Надо только хорошо знать влияющие факторы и выражать их в наиболее общем виде — в виде относительных величин (относительные температурные перепады, относительные расстояния и т. п.). Такие априорные критерии мы называем практическими в отличие от теоретических, получаемых из дифференциальных уравнений при помощи теории подобия и всегда безразмерных. Практические критерии могут быть затем использованы в технике для решения сложных вопросов, неразрешимых другими путями.

Приведем ряд примеров.

1. Известно, что бесчердачные покрытия промышленных зданий без вентилирующих продуктов

часто страдают от избытка в них влаги, не имеющей выхода через рулонный кровельный ковер. Зимой влага проникает в покрытия из цеха, скопясь под кровельным ковром, летом — испаряется обратно в цех, главным образом, под влиянием инсоляции. При неблагоприятных условиях в результате избытка влаги происходит загнивание органических материалов в конструкции покрытия, испускивание кровельного ковра весной, и всегда большая потеря теплозащитных свойств ограждения⁴. Как проверить или рассчитать конструкцию в этом отношении? Процесс накопления и испарения влаги зависит от ряда факторов: от конструкции покрытий, относительной влажности внутреннего воздуха (ϕ_n), относительной длительности зимнего и летнего сезонов (β) (в долях года), от средних сезонных перепадов температур между наружным и внутренним воздухом (Δt), от начальной влажности выполненной конструкции.

Самые процессы прохождения влаги через слои конструкции очень сложны и пока не поддаются надежному и не слишком сложному расчету. В них совмещаются процессы паропроникания (газовой фазы) и диффузии влаги в жидкой фазе, притом, иногда попутные, иногда встречные.

Дело сильно упростится, если составить практические критерии этих процессов и сопоставить их с имеющимися натурными наблюдениями⁵.

Остановимся на зимнем накоплении влаги, которое не должно превосходить некоторого предела (даже независимо от условий летнего испарения) во избежание излишнего увлажнения конструкции к концу зимы, понижения ее теплозащитных свойств и возможности появления конденсата водяных паров на ее нижней поверхности.

По указанному способу составим критерий для зимнего накопления влаги:

$$k_z = \frac{\tau_n \cdot \Delta t_z \cdot \beta \cdot \delta}{w},$$

где индекс z — слово «зимний», w — сопротивление влагонепроницанию покрытия, кроме кровельного ковра, δ — коэффициент, учитывающий влияние начальной (построечной) влажности покрытия. При воздушносухом состоянии $\delta = 1,0$, при увлажненном — $\delta = 1,5$, при промежуточных состояниях — $\delta = 1,25$. Условимся считать ϕ_n в долях от полного увлажнения, β — в долях года, Δt_z — в $^{\circ}\text{C}$, w — в $\text{м}^2, \text{м/час/г}$ (как в соответствующей таблице ЦНИПС). Тогда для каждого конкретного случая получим соответствующий критерий, который должен находиться в тесной зависимости от благополучия покрытия в отношении влажности. Так и было при сличении полученных критериев с натурными наблюдениями: при $k_z > 0,35$ все покрытия оказываются неблагополучными, а остальные — благополучными. Отсюда вытекает решение вопроса о проверке и расчете покрытия. Для него должно быть

$$k_z = \frac{\tau_n \cdot \beta \cdot \Delta t_z \cdot \delta}{w + x} \leq 0,35,$$

¹ Температура стенок во взятом сечении предполагается постоянной во времени.

² При уменьшении диаметра течение становится ближе к ламинарному. Чем больше плотность ρ , тем сильнее удары течения и его турбулентность.

³ Характеристичность Re особенно наглядно выражается в том, что, как известно, величина $Re \cong 2320$ является критической для перепада течения из ламинарного в турбулентное.

⁴ При увлажнении материалов сильно повышается коэффициент их теплопроводности.

⁵ Более детальное изложение см. в журнале «Строительная промышленность» № 6 1945 г., № 6 1946 г. и № 2 1947 г.

где x — необходимое добавление к сопротивлению w , если оно недостаточно в самой конструкции.

2. Еще более важное значение для бесчердачного покрытия имеет летнее испарение влаги, накопленной зимой под кровельным ковром.

Критерием этого высыхания будет:

$$k_{\text{л}} = \frac{\beta_{\text{л}} \cdot \Delta t_{\text{л}}}{\varphi_{\text{в}} \cdot w},$$

где некоторые обозначения имеют индекс л (летний) вместо з (зимний). Решающей характеристической величиной для покрытия является отношение $k_{\text{з}}$ к $k_{\text{л}}$, так как именно им определяется характер годичного баланса влаги в покрытии, шансы накопления в нем влаги из года в год. Чем меньше эта величина $k_{\text{з}}/k_{\text{л}}$, тем лучше для покрытия.

Таким образом, в аспекте ряда лет, решающим «общим» критерием для благополучия покрытия будет:

$$k_0 = \varphi_{\text{в}}^2 \cdot \frac{\beta_{\text{з}}}{\beta_{\text{л}}} \cdot \frac{\Delta t_{\text{з}}}{\Delta t_{\text{л}}} \delta.$$

Так как величина $\Delta t_{\text{л}}$ трудно определима по существующим климатологическим справочникам, то можно заменить ее любой другой, лишь бы она была пропорциональна $\Delta t_{\text{л}}$ или, по крайней мере, находилась с ней в прямом соотношении. Как упоминалось, для критерия важны не абсолютные, а лишь относительные величины входящих в него факторов. Такой заменяющей величиной является «число ясных дней» в летний (неотопительный) сезон, имеющееся в справочниках. Надо только умножить его годичную величину на $\beta = 1 - \beta_{\text{з}}$. От этого числа зависит степень высыхания покрытия.

Наблюдения и исследования благополучных и неблагополучных по влажности покрытий подтверждают прямую зависимость их благополучия

от величины критерия k_0 . Величина $k_0 = 0,7$ оказалась пограничной: все благополучные покрытия имеют меньшее k_0 , и все неблагополучные — большее. Поэтому формула

$$\varphi_{\text{в}}^2 \cdot \frac{\beta_{\text{з}}}{\beta_{\text{л}}} \cdot \frac{\Delta t_{\text{з}}}{\Delta t_{\text{л}}} \cdot \delta \leq 0,7$$

является расчетной для проверки бесчердачных покрытий в отношении влаги. Это совершенно аналогично с тем, как определенная величина Re является пограничной между ламинарным и турбулентным течением.

3. Стены мокрых помещений — бань, красилен, шерстомоек, отделочных цехов текстильной промышленности и. т. д. — вследствие переувлажнения, как известно, часто повреждаются морозами. Не рассматривая здесь трудности прямого расчета этих процессов (что сделано в специальной работе автора), приведем выражения критериев зимнего и летнего процессов:

$$k_{\text{з}} = \varphi_{\text{в}} \cdot \beta_{\text{з}} \cdot \Delta t_{\text{з}} \cdot \frac{w_{\text{в}}}{w_{\text{н}}}$$

и

$$k_{\text{л}} = \beta_{\text{л}} \cdot \frac{\Delta t_{\text{л}}}{\varphi_{\text{в}}} \cdot \frac{w_{\text{н}}}{w_{\text{в}}}.$$

Общим решающим критерием является:

$$k_0 = \varphi_{\text{в}}^2 \cdot \frac{\beta_{\text{з}}}{\beta_{\text{л}}} \cdot \frac{\Delta t_{\text{з}}}{\Delta t_{\text{л}}} \cdot \left(\frac{w_{\text{н}}}{w_{\text{в}}} \right)^2.$$

Здесь $w_{\text{н}}$ и $w_{\text{в}}$ — сопротивления влагопроницанию наружной и внутренней половины стены.

Имеющиеся натурные наблюдения показывают, что величина $k_0 = 1,2$ является предельной для благополучия стен¹.

¹ Все указанные выше практические критерии включены в проект новых государственных норм для теплотехнического проектирования ограждений в промышленных зданиях.

Характерные перепады для потока газа при сверхзвуковых скоростях

Д-р техн. наук, проф. М. М. Хазен
(Секция энергетики МОНИТОЭ)

Выбор сечения насадки для потока газа или пара связан выражением

$$y = K_m \frac{c^m}{v}, \quad (1)$$

где

c — скорость истечения,

v — удельный объем в рассматриваемом сечении.

При $m = 1$ величина выражения (1) определяет секундный расход газа или пара, приходящийся на единицу сечения насадки:

$$y_1 = \frac{G}{F} = \frac{c}{v}, \quad (1a)$$

где

G — секундный расход пара,

F — площадь сечения.

При $m = 2$ уравнение

$$y_2 = \frac{Gc}{gF} = K_2 \frac{c^2}{v}, \quad (16)$$

содержит количество движения газа либо пара, отнесенное к единице сечения при скорости c .

Уравнение (1) может быть также приведено к виду:

$$y_3 = K_3 \frac{c^3}{v} = \frac{Gc^2}{2gF} \quad (1b)$$

В этом случае y выражает располагаемую энергию струи, приходящуюся на единицу рассматриваемого сечения.

Для адиабатического истечения при

$$c = \sqrt{2g \frac{\kappa}{\kappa-1} P_1 v_1 \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right]} \quad (2)$$

и

$$P_1 v_1^{\kappa} = P_2 v_2^{\kappa}, \quad (3)$$

$$\beta_1 = \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$

где

$P_1 v_1$ — давление и объем в начальном состоянии,
 $P_2 v_2$ — давление и объем в конечном состоянии,
 κ — показатель адиабатического расширения.

Выражение (1) представляется в зависимости от параметров потока следующим образом:

$$\begin{aligned} y &= K_m \frac{\left\{ \sqrt{2 g \frac{\kappa}{\kappa - 1} P_1 v_1 \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right]} \right\}^m}{v_2} = \\ &= K_m \left\{ \frac{2 g \frac{\kappa}{\kappa - 1} P_1 v_1 \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right]}{v_2^{\frac{2}{m}}} \right\}^{\frac{m}{2}} = \\ &= K_m \left\{ \frac{2 g \frac{\kappa}{\kappa - 1} P_1 v_1 \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right] v_1^{\frac{2 - m}{m}}}{v_2^{\frac{2}{m}} \cdot v_1^{\frac{2 - m}{m}}} \right\}^{\frac{m}{2}} = \\ &= K_m \left(\frac{2 g \frac{\kappa}{\kappa - 1} P_1}{v_1^{\frac{2 - m}{m}}} \right)^{\frac{m}{2}} \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{2}{m\kappa}} - \right. \\ &\quad \left. - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{\kappa m + 2 - m}{m\kappa}} \right]^{\frac{m}{2}} \quad (4) \end{aligned}$$

При постоянных начальных параметрах (P_1 и v_1) интересующая нас величина y достигает своего максимального значения из условия:

$$\frac{dy}{d\left(\frac{P_2}{P_1}\right)} = \frac{d}{d\left(\frac{P_2}{P_1}\right)} \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{2}{m\kappa}} - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{\kappa m + 2 - m}{m\kappa}} \right] = 0.$$

При этом

$$\left(\frac{P_2}{P_1} \right)_m = \beta_m = \left(\frac{2}{\kappa m + 2 - m} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}. \quad (5)$$

Скорость же потока, выраженная в зависимости от конечных параметров при помощи выражений (2), (3) и (5), равна:

$$\begin{aligned} c &= \sqrt{2 g \frac{\kappa}{\kappa - 1} P_2 v_2 \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right]} = \\ &= \sqrt{2 g \frac{\kappa}{\kappa - 1} P_2 v_2 \left(\frac{\kappa m + 2 - m}{2} \right) \left(1 - \frac{2}{\kappa m + 2 - m} \right)} = \\ &= \sqrt{m} \sqrt{g \kappa P_2 v_2}. \quad (6) \end{aligned}$$

Таким образом, при $m = 1$ приходим к известному критическому отношению давлений

и критической скорости $C_{\kappa 1} = \sqrt{g \kappa P_2 v_2}$, равной скорости звука C_s .

Для других значений m находим:
при $m = 2$:

$$\beta_2 = \frac{P_2}{P_1} = \left(\frac{1}{\kappa} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$

и

$$C_{\kappa 2} = \sqrt{2} \sqrt{g \kappa P_2 v_2} = \sqrt{2} \cdot C_s;$$

при $m = 3$:

$$\beta_3 = \frac{P_2}{P_1} = \left(\frac{2}{3\kappa - 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}$$

и

$$C_{\kappa 3} = \sqrt{3} \sqrt{g \kappa P_2 v_2} = \sqrt{3} \cdot C_s.$$

Степень расширения сопла, или отношение конечного сечения в расширяющейся его части (F) к наименьшему (F_{κ}), равно:

$$\begin{aligned} q_m = \frac{F}{F_{\kappa}} &= \frac{c_{\kappa} v_2}{v_{\kappa} c} = \frac{\sqrt{g \kappa P_{\kappa} v_{\kappa}} v_2}{v_{\kappa} \sqrt{m} \sqrt{g \kappa P_2 v_2}} = \\ &= \sqrt{\frac{\beta_1^{\frac{\kappa + 1}{\kappa}}}{m \beta_m^{\frac{\kappa + 1}{\kappa}}}}, \quad (7) \end{aligned}$$

если подставить

$$\beta_1 = \frac{P_{\kappa}}{P_1}; \quad \frac{v_1}{v_{\kappa}} = \beta_1^{\frac{1}{\kappa}}$$

и

$$\beta_m = \frac{P_2}{P_1}; \quad \frac{v_1}{v_2} = \beta_m^{\frac{1}{\kappa}}.$$

Для водяного пара этому соответствуют следующие значения q_m (табл. 1):

Таблица 1

κ	1,3	1,135
m		
1	1	1
2	1,135	1,205
3	1,320	1,476

В таблице 2 приводятся значения отношений давлений β_m для воздуха, перегретого и насыщенного пара.

Таблица 2

κ	1,40	1,30	1,135
β			
β_1	0,528	0,516	0,577
β_2	0,308	0,320	0,327
β_3	0,193	0,199	0,212

Полученные скорости и отношения давления для потока газа или пара, движущегося со скоростью,

превышающей скорость звука, являются характерными.

Точно так же, как при наступлении критической скорости или скорости звука ($c_{k1} = c_s$) достигается максимальная пропускная способность простой насадки по выходному ее сечению, в конечном сечении расширяющегося сопла при скоростях истечения $c_s \sqrt{2}$ и $c_s \sqrt{3}$ на каждую единицу выходного сечения достигаются наибольшие значения располагаемого количества движения или импульса потока ($m = 2$) и располагаемой энергии или мощности потока ($m = 3$). Таким образом, установленным выше величинам степени расширения сопла q_2 и q_3 соответствуют максимальные перепады давлений, характерные для импульса и мощности потока. Увеличение степени расширения сопла сверх q_2 и q_3 при одновременном увеличении перепада давлений хотя и дает возрастание располагаемых величин импульса или мощности потока, но лишь при относительном уменьшении их значений на каждую единицу сечения.

На рис. 1 и в табл. 3 приведены результаты подсчета расходов пара, величин располагаемых

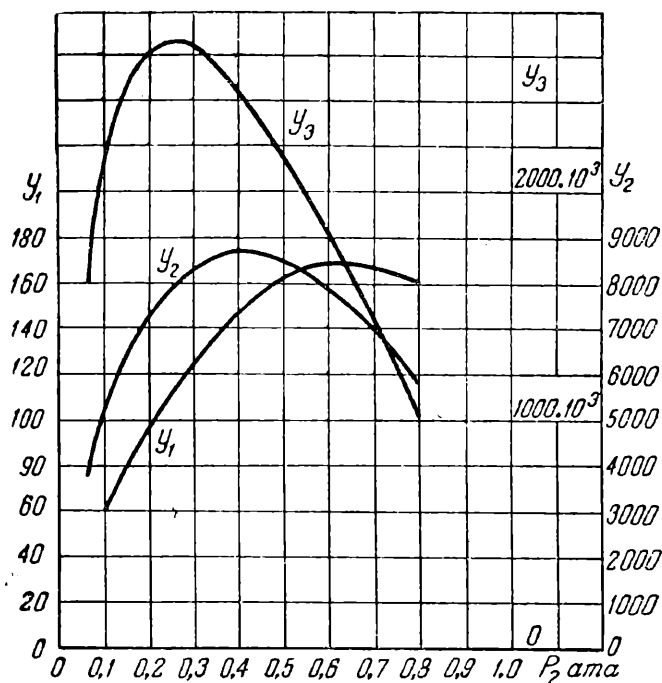


Рис. 1

импульсов и мощности потока, отнесенных к 1 м² выходного сечения сопла, в зависимости от противодавления (P_2) для начальных параметров пара $P_1 = 1,2 \text{ атм}$ и $t_1 = 130^\circ\text{C}$.

Таблица 3

P_2	0,06	0,08	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8
h_0	108	99	92	69	55	45	36	29	22,5	16,5
v_2	22,5	17	14	7,5	5,2	4,0	3,25	2,8	2,45	2,2
y_1	39,8	50,8	59,8	96,5	125	146	160	168	168	161
y_2	3800	4480	5085	7110	8220	8685	8510	8515	7065	5810
$y_3 \cdot 10^{-3}$	1620	1940	2120	2580	2650	2510	2210	1900	1450	1030

Установленные перепады для импульса и энергии потока, движущегося со сверхзвуковыми скоростями, применительно к единице площади выходного сечения характерны также для суживающихся насадок с использованием косого среза, применяемых в направляющих аппаратах турбин. При полном использовании косого среза сопла наименьшее противодавление в устье косого среза может быть определено из уравнения:

$$\frac{P_{2m}}{P_1} = \beta_1 \sin^{\frac{2n}{n+1}} \alpha_1, \quad (8)$$

где

β_1 — критическое отношение давлений,

α_1 — угол наклона сопла,

n — показатель политроны расширения.

Приравнявая в уравнении (8) отношение давлений $\frac{P_{2m}}{P_1}$ соответственно значениям β_m (5),* можно найти величины углов наклона сопла α_1 , отвечающие условиям полного преобразования энергии потока в косом срезе при рассматриваемых перепадах.

Так, для $n = k = 1,3$; $n = 1,15$; $n = 1,05$ согласно (8) при $\frac{P_{2m}}{P_1} = \beta_3 \approx 0,2$ находим соответственно

$$\alpha_1 = 24^\circ; \alpha_1 = 23^\circ \text{ и } \alpha_1 = 22^\circ.$$

При этих значениях углов имеет место совпадение условия достижения максимальной энергии потока на единицу площади конечного сечения суживающегося сопла ($\frac{P_2}{P_1} \approx 0,2$) с условием полного использования его косого среза.

Не лишены интереса некоторые частные задачи по определению максимальных расходов, импульсов и энергии, применительно к сечению насадки для потока газа либо пара в целом. Рассмотрим такую задачу, относящуюся к выходному сечению направляющего аппарата ступени паровой турбины при работе со сверхзвуковыми скоростями.

Как известно, для направляющего аппарата паровой турбины секундный расход пара определяется из уравнения:

$$G_s = F \frac{c_1}{v_2} \sin \alpha_1 = \pi D l \varepsilon \sin \alpha_1 \frac{c_1}{v_2}, \quad (9)$$

где

D — средний диаметр колеса,

l — высота лопатки,

ε — степень парциальности,

τ — коэффициент загромождения,

α_1 — угол наклона сопла.

Если воспользоваться средними величинами

$v = \frac{u}{c_1} = \text{const}$ для ступени, уравнение (9) представится для заданных ε , α_1 , $\lambda = \frac{l}{D}$ и числа оборотов турбины n в виде:

$$G_s = \frac{60^{3,2}}{\pi n^2} \varepsilon \tau \lambda \sin \alpha_1 \frac{c_1^3}{v_2} = K \frac{c_1^3}{v_2} \quad (10)$$

где u — окружная скорость колеса.

* М. Хазен, Использование косого среза и угол наклона сопла. «Вестник инженеров и техников», № 4, 1933, стр. 148.

А. Аксельбанд, Предельный вакуум паровых турбин. Труды Одесского индустриального института, 1941, стр. 62.

* Принятым для одинаковых условий истечения.

В рассматриваемой задаче мы хотим установить закономерность изменения диаметра направляющего аппарата ступени, а при $\lambda = \frac{l}{D} = \text{const}$ и высоты лопатки, в зависимости от расхода пара. При сохранении отношения $v = \frac{u}{c_1} = \text{const}$, с изменением отношения давления $\frac{p_2}{p_1}$ и, следовательно, скорости истечения пара c_1 , будет меняться величина окружной скорости U , а при числе оборотов турбины $n = \text{const}$ — и диаметр колеса D .

Таким образом, полученное выражение (10) для общего расхода пара (G_s) через направляющий аппарат турбинной ступени при переменных размерах D аналогично уравнению (1) при $m = 3$. Оно может быть согласно (4) представлено в функции от отношения давления пара в направляющем аппарате $\frac{p_2}{p_1}$.

При отношении давлений, равном $\frac{p_2}{p_1} = \beta_3$, расход пара достигает своего максимального значения:

$$G_{s, \text{макс}} = \frac{60^{2,2}}{\pi n^2} \varepsilon \tau \lambda \sin \alpha_1 \left(2 g \frac{\kappa}{\kappa-1} P_1 v_1^{\frac{1}{\kappa}} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot \left[\left(\frac{2}{3\kappa-1} \right)^{\frac{2}{3(\kappa-1)}} - \left(\frac{2}{3\kappa-1} \right)^{\frac{3\kappa-1}{3(\kappa-1)}} \right]^{\frac{3}{2}}$$

Для перегретого пара ($K = 1,3$) и при коэффициенте скорости φ находим:

$$G_{s, \text{макс}} = 44700 \left(\frac{u}{c_1} \right)^2 \varepsilon \tau \lambda \sin \alpha_1 \varphi^3 \frac{P_1 \sqrt{P_1 v_1}}{n^2} \quad (11)$$

Таким образом, имеется адиабатический перепад тепла h_0^m , соответствующий $\beta_3 = \frac{p_2}{p_1}$, при котором для заданных постоянных величин ступени $\frac{u}{c_1}$, ε , $\frac{l}{D}$, $\sin \alpha_1$, n , общая пропускная способность направляющего аппарата является наибольшей. Дальнейшее увеличение перепада тепла, в силу имеющих место закономерностей прироста c_1^3 и конечного объема v_2 , приводит к уменьшению указанной пропускной способности, несмотря на одновременное возрастание диаметра колеса D .

Так как перепаду тепла h_0^m соответствует скорость $c_{\text{кз}} = \sqrt{3} \sqrt{g \kappa P_2 v_2}$ согласно (6), то при заданном постоянном $\frac{u}{c_1}$ максимальная расчетная пропускная способность направляющего аппарата может быть достигнута при определенном u^m , а при заданном числе оборотов n только при одном определенном диаметре D^m . Так, например, для первой ступени турбины, оборудованной колесом Кертиса при начальном давлении пара $p_1 = 15 \text{ атм}$ и температуре пара $t_1 = 350^\circ \text{C}$ находим согласно (11) (табл. 4):

$$n = 3000 \text{ об/мин}; \quad \frac{u}{c_1} = 0,23; \\ \varepsilon = 0,15; \quad \tau = 0,75; \quad \sin \alpha_1 = 0,33 (q > 1).$$

Таким образом, для принятых условий наибольший пропуск пара $G_s = 2,8 \text{ кг/сек}$ может быть

обеспечен при диаметре колеса $D^m = 1210 \text{ мм}$ соответственно отношению давлений $\frac{p_2}{p_1} \approx 0,2$.

Таблица 4

Отношение давлений	0,333	0,233	0,2	0,167	0,1
Противодавление, атм	5	3,5	3	2,5	1,5
Перепад тепла h_0 , кал/кг . . .	66	83	90	100	122
Удельный объем пара v_2 , м ³ /кг .	0,45	0,6	0,67	0,75	1,2
Скорость пара c_1 , м/сек	705	790	823	870	965
Отношение $\frac{c_1^3}{v_2} 10^{-6}$	780	817	835	825	747
Окружная скорость U , м/сек . .	162	181,5	190	200	222
Диаметр колеса D , мм	1030	1155	1210	1275	1415
Расход пара G_s , кг/сек	2,62	2,74	2,80	2,77	2,51

Для других чисел оборотов, диаметры колеса D^m получаются равными:

$n = 12000$	10000	8000	6500	5000	3600
3000 об/мин.					
$D^m = 300$	362	453	560	725	1000
1210 мм					

Заводы AEG, GE, ВТН, Parsons, EW выполняют некоторые редукторные предельные турбины, согласно¹ табл. 5.

Таблица 5

Тип	Диаметр колеса Кертиса ($Z = 2$), мм	Диаметр колеса низкого давления, мм	Число ступеней низкого давления	Наибольшая высота последней лопатки	Число оборотов в минуту	Наибольшая окружная скорость, м/сек
I	300	300	3—4	50	12000	220
II	350	400	3—5	67	10000	245
III	500	531	4—5	92	8000	268
IV	600	700	4—5	117	6500	277
V	800	900	4—5	156	5000	275
VI	1000	1250	4—5	210	3600	275
VII	1250	1500	4—5	250	3000	275

Как видно из табл. 5, выполненные диаметры первого колеса находятся в близком соответствии с установленными выше величинами D^m для условия $\frac{p_2}{p_1} = \beta_3$.

Изменения величин h_0^m и u^m для первой ступени при разных начальных параметрах пара показаны в табл. 6.

Таблица 6

Начальное давление пара, атм	11	16	21	26	35	100
Начальная температура, °C .	300	350	375	400	435	500
Перепад тепла, кал/кг	83	90	92	96	101	106
Окружная скорость, м/сек . . .	182	190	191	196	199	205

¹ Dr Ing. F. Aschner, Dampfturbinenkraftwerke kleiner und mittlerer Leistung, стр. 62, 1935.

Аналогичным путем можно установить также применительно к направляющему аппарату турбинной ступени зависимость энергии потока от отношения давлений пара при сверхзвуковых скоростях. Воспользовавшись уравнением (10), находим:

$$E = \frac{G_s c^2}{2g} = \frac{60 \nu^2}{\pi n^2 2g} \epsilon \tau \lambda \sin \alpha_1 \varphi^5 \frac{c^5}{v_2} = K \frac{c^5}{v_2}. \quad (12)$$

Согласно (5) условие максимума энергии потока для направляющего аппарата ($m = 5$) выразится отношением $\beta_5 = \left(\frac{2}{5\kappa - 3} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}}$. Для водяного пара этому соответствует $\beta_5 = 0,089$.

Перепад тепла, при котором энергия потока (E) достигнет своего максимального значения при постоянных величинах для ступени $\nu = \frac{u}{c_1}$, $\lambda = \frac{l}{D}$, ϵ , α_1 , n^* назовем предельным.

* А также соответствующих ν , U , D , l .

В табл. 7 приводятся предельные перепады тепла для колеса Кертиса при разных начальных параметрах пара. Как видно, они больше обычно применяемых на практике расчетных перепадов.

Таблица 7

$P_1 \text{ атм}/t_1 \text{ } ^\circ\text{C}$	11/300	16/350	21/375	26/400	35/435	100/500
$h_0 \frac{\text{ккал}}{\text{кг}}$	115	124	128,5	133	137,5	148

Установленные в настоящей работе характерные показатели для потока газа либо пара, движущегося со сверхзвуковыми скоростями, могут найти применение в теории и на практике при расчете струйных производственных аппаратов, специальных реактивных насадок, выборе размеров проточной части некоторых паровых и газовых турбин и др.

Диффузия азота в железе

Д-р техн. наук, проф. Ю. М. Лактин
(Комитет металловедения и термической обработки
Общества машиностроителей)

Азотирование является одним из наиболее надежных и эффективных методов повышения долговечности разнообразных изделий ответственного машиностроения, амортизация которых обусловливается высоким износом, разрушением вследствие усталости, явлениями коррозии и т. д. Процессу азотизации посвящена обширная литература. Достаточно указать на такие крупные работы, как исследования Eilenber и Meyer (1), Sergeson (2), Конторовича (3), Юрьева (4) и др.

Необходимо, однако, отметить, что подавляющее число исследований носило чисто качественный характер и было направлено, в основном, на выяснение оптимальных условий азотизации с точки зрения применения ее в производстве. Современное же состояние металловедения не может ограничиться таким решением вопроса, а требует введения физических представлений, которые позволят получить простые количественные закономерности, объяснить явления и предсказать характер протекания процесса.

В настоящей работе с помощью комплексных методов физико-химического анализа был изучен механизм образования диффузионного слоя и установлены количественные характеристики, определяющие результаты процесса азотирования. Впервые экспериментально показано определяющее значение диффузионных кинетик на процесс образования азотированного слоя (в смысле установления абсолютных значений диффузионных констант).

Механизм образования диффузионного слоя

Среди большого количества элементов, используемых для цементации стали с целью придания

ей тех или иных свойств, азот, растворяющийся как в $Fe\alpha$, так и в $Fe\gamma$, обладает наинизшей температурой начала заметной диффузии. Однако значительное количество азота может быть усвоено железной (стальной) поверхностью лишь в том случае, если он находится в атомарном состоянии и является продуктом распада азотосодержащего соединения, в частности, аммиака, в атмосфере которого и осуществляется процесс азотации. Аммиак, поступающий в рабочее пространство печи, при соприкосновении с каталитически действующей поверхностью металла диссоциирует по закону мономолекулярной реакции с выделением атомного азота. Последний адсорбируется металлической поверхностью и благодаря своей активности проникает в решетку железа α .

На основании данных химического, рентгеновского и микроструктурного анализа нами установлено, что на поверхности железа при диффузии в него азота происходит последовательное образование стабильных, при данных условиях, фаз — α , $\gamma'(\gamma)$ и ϵ (рис. 1).

Механизм образования диффузионного слоя сводится к следующему. В начальный момент диффузии азот проникает в α -железо, не изменяя его решетки, пока не достигается предел насыщения при данных условиях, определяемый изотермическим разрезом диаграммы состояния при температуре диффузии. Образующийся азотистый феррит нельзя рассматривать как совершенно однородный раствор; азотистая α -фаза представляет собой раствор с обычными концентрационными и энергетическими флуктуациями по объему, в той или иной мере отклоняющимися от среднего состава. Повышение содержания азота в растворе ведет

к увеличению числа и размеров флуктуаций обогащения.

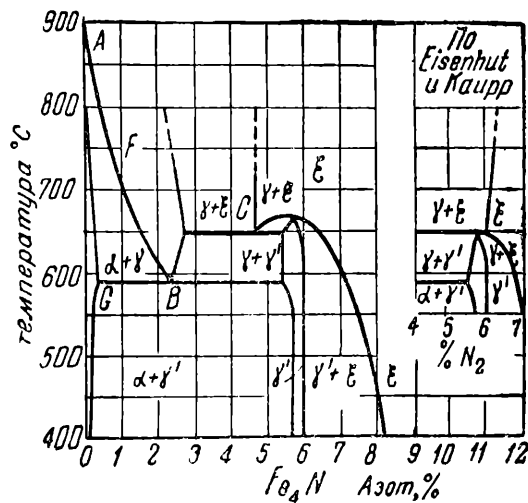


Рис. 1. Диаграмма состояния железо — азот (Лерер)

При непрерывной подаче азота из газовой фазы и увеличении концентрации азота в α -фазе до предела насыщения благодаря флуктуаций образуются участки, которые обогащены азотом до концентраций, отвечающих следующей (стабильной при данных условиях) фазы системы железо — азот.

Таким образом, в процессе насыщения железа азотом вслед за α -фазой, как следствие флуктуационного скопления азота в решетке железо-альфа, образуется γ' -фаза (при температуре насыщения азотом ниже эвтектидной), либо γ -фаза (при диффузии в районе температур выше температуры эвтектидного превращения).

Появление центров новой фазы γ' происходит путем бездиффузионной перестройки решетки, при которой относительное перемещение атомов не превышает межатомных пространств. Центры оказываются устойчивыми, во-первых, если они обладают размером частицы, не распадающейся в данных температурно-концентрационных условиях, и, во-вторых, при своевременной компенсации дефицита азота в обедненных участках, окружающих центр зарождения фазы γ' .

Дефицит азота в обедненных, соседних с вновь образованной фазой, участках компенсируется диффузией из насыщенного α -раствора, а общий дефицит азота во всем слое — подачей адсорбированного азота от границы раздела металл — газовая среда.

Следовательно, образовавшаяся новая фаза будет устойчива лишь в случае непрерывного притока атомов диффундирующего вещества для создания насыщенного твердого раствора вокруг вновь образовавшихся объемов химического соединения (твердого раствора). Поэтому новая фаза всегда должна образовываться у мест подачи атомов азота — сначала на поверхности и затем у границы насыщенного твердого раствора α -фаза γ' .

Дальнейшее развитие центров новой фазы (γ' или γ) идет диффузионным путем и определяется коэффициентом диффузии и скоростью подачи активного азота из газовой фазы. При последующем поступлении азота из газовой фазы по аналогичной

схеме происходит перестройка гранцентрированной решетки γ' (γ)-фазы в гексагональную решетку ϵ -фазы (рис. 1)

Под слоем вновь образовавшихся на поверхности фаз, богатых азотом, на линии раздела, концентрация азота в α -фазе продолжает непрерывно возрастать до предела насыщения при данной температуре.

Движение границы взаимодействия α -фазы с γ' (γ) и γ' (γ)-фазы с ϵ идет вглубь железа фронтально, как и при диффузии с фазовыми превращениями в области твердых растворов. На границе между отдельными слоями устанавливается резкий перепад концентрации в соответствии с системой железо — азот.

При охлаждении граница растворимости азота в отдельных фазах изменяется. Вследствие этого происходят превращения, в результате которых в отдельных фазах может иметь место распад на смесь из двух фаз. Однако перепад концентрации, установившейся в диффузионном слое при температуре процесса, сохраняется и после охлаждения.

При повышении температуры процесса выше 910° первичная диффузия азота из слоя сорбции протекает непосредственно в решетке гамма-железа. Фазовых превращений в процессе диффузии тогда нет, что должно привести к плавному падению концентрации азота от поверхности к центру, аналогично кривым $c = f(y)$ для диффузии углерода в аустенит (y — глубина диффузионного слоя, c — концентрация.)

Экспериментально полученные данные подтверждают изложенный механизм образования азотированного слоя.

На рис. 2 приведены результаты исследования, показывающие изменение концентрации азота на поверхности (0,002 — 0,015 мм) азотированного слоя как функции продолжительности процесса при постоянной температуре¹. Из диаграммы видно, что при выдержке в течение 5' концентрация азота достигла лишь 0,22%, что не превышает предела его растворимости в железе α при температуре диффузии. Микроанализ образца обнаружил структуру, нормальную для армко-железа; лишь у края образца можно было наблюдать единичные

иглы нитридов, залегающие в зернах феррита. Это говорит за то, что при такой продолжитель-

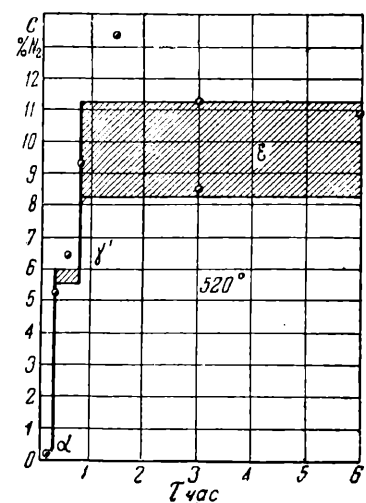


Рис. 2. Изменение концентрации азота в поверхностной части азотированного слоя в зависимости от продолжительности диффузии. Температура азотизации 520°

¹ Химический анализ производился методом послойного растворения цилиндрического азотированного образца в соляной кислоте (1 : 1) и последующем определении азота в растворе методом отгонки (в виде аммиака). «Навеска» определялась путем взвешивания и обмера образца до и после растворения в кислоте.

ности процесса произошла чистая диффузия азота в решетке железа α .

Увеличение выдержки до 15' вызвало скачкообразное изменение концентрации азота на поверхности азотированного слоя и повышение ее (рис. 2) в поверхностном слое до 5,28%. Это свидетельствует о возникновении в диффузионном слое новой γ' -фазы. Увеличение выдержки до 30' не привело к каким-либо существенным изменениям в концентрации азота. Рентгеновский анализ¹ образцов, прошедших насыщение азотом при температуре 520° в течение 15 и 30', обнаружил наличие α - + γ' -фаз (табл. 1). Фиксацию двухфазной структуры мы склонны объяснить тем, что в отражении рентгеновских лучей может участвовать слой толщиной до 0,03 мм; следовательно, найденные фазы расположены не на одной глубине. Поверхностный тонкий слой занимает γ' -фаза, под которой расположена α -фаза.

Таблица 1

Продолжительность процесса	Глубина снятого слоя, мм	Концентрация азота, %	Фазовый состав (рентгеноанализ)	Диффузионный слой
5 мин.	0,0020	0,22	α	α
15 "	0,0020	5,26	$\alpha + \gamma'$	γ'
30 "	0,0030	6,48	$\alpha + \gamma'$	γ'
45 "	0,0035	9,39	ϵ	ϵ
1 ч. 30 "	0,0020	13,40	ϵ	ϵ
3 часа	0,0030	11,20	ϵ	ϵ
12 "	0,0040	11,09	ϵ	ϵ
24 "	0,002—0,0048	8,5—10,0	ϵ	ϵ

Увеличение длительности диффузии до 45' вновь вызывает резкое изменение в концентрации азота в поверхностном слое.

Концентрация азота скачкообразно возрастает до концентрации азота, отвечающей ϵ -фазе. Дальнейшее повышение выдержки дает концентрацию азота на поверхности (рис. 2), соответствующую области ϵ -фазы. Таким образом, появление каждой новой фазы на кривой $c = f(\tau)$ (при $t^\circ = \text{const}$) выявляется резким скачком концентрации. Рентгеновский (табл. 1) и микроструктурный анализы находятся в полном соответствии с химическим.

Однако следует отметить, что рентгеновским и микроскопическим анализами фазу γ' в чистом виде мы ни в одном случае не обнаружили. Как мы склонны предполагать, эта фаза все же присутствует в диффузионном слое, но занимает столь узкую область, что принятый метод исследования не позволяет произвести гарантированное ее выявление.

Как следует помнить, возникновение слоев той или иной фазы обусловлено не только равновесием, но и скоростью диффузии компонентов в различных слоях. Этим можно объяснить отсутствие одной из фаз или наличие ее в виде тонкого слоя, не поддающегося наблюдению (при большой скорости диффузии — из слоя γ' в α , и при малой — из слоя ϵ в γ').

¹ Рентгенограммы снимались по методу Дебая-Шеррера в его видоизменении, приспособленном для исследования шлифов. Источником излучения служила трубка Гаддингса с хромовым анодом: $\lambda_{K\alpha} = 2,285 \text{ \AA}$; $\lambda_{K\beta} = 2,08 \text{ \AA}$. Рентгеновский анализ производил доц. Онищик Е. И.

Послойный химический анализ образцов, прошедших насыщение азотом при 520°, так же как и кривые c (на поверхности) $= f(\tau)$, показывают, что на границе фаз ϵ и α происходит резкий перепад концентраций. Это хорошо иллюстрируется кривыми $c = f(y)$, приведенными на рис. 3. Резкий перепад концентрации сопровождается резким изменением физико-химических свойств в диффу-

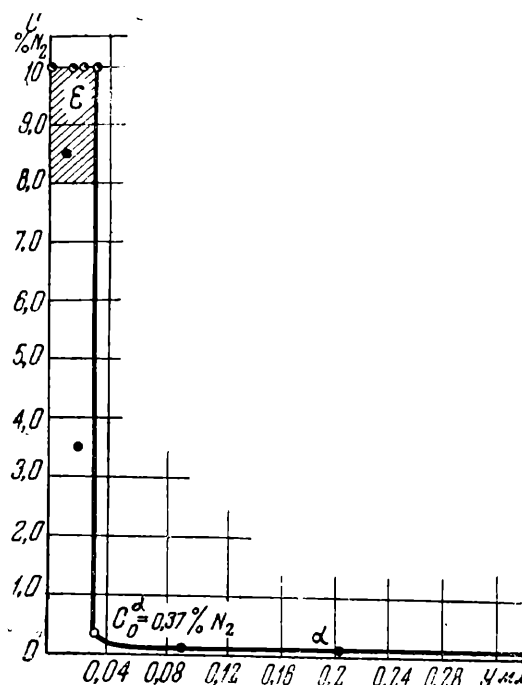


Рис. 3. Изменение концентрации азота по глубине азотированного слоя. Температура азотизации 520°

зионном слое. На микроструктуре это проявляется появлением линии раздела и различной травимостью фаз. Следует отметить, что на границе ϵ - и α - (ϵ и γ' или γ' и α) фаз всегда сохраняется постоянная концентрация азота, определяющаяся при данных температурах условиями равновесия системы железо—азот. Послойный рентгеновский анализ азотированного слоя, полученного при 520°, приведен в табл. 2. Обращает на себя внимание постоянная концентрация азота в ϵ -фазе.

Таблица 2

Условия азотизации	Глубина слоя от поверхности, микроны	Фазовый состав	Концентрация азота, % (рентгеноанализ)
$t = 520^\circ$ $\tau = 24 \text{ час.}$	0	ϵ	10
	15	ϵ	10
	20	ϵ	10
	30	ϵ	10
	40	$\alpha + \gamma'$ (о. сл.)	—
	50	$\alpha + \gamma'$ (о. сл.)	—
	60	$\alpha + \gamma'$ (о. сл.)	—

Таким образом, прямым экспериментом установлено, что в процессе формирования азотированного слоя при температурах, лежащих ниже температуры эвтектидного превращения происходит последовательное образование гомогенных фаз (α , γ' , ϵ), согласно соответствующей изотерме на диаграмме системы железо—азот (рис. 1)

Кинетика образования диффузионного слоя при температуре, лежащей выше температуры эвтек-

тоидного превращения (591°), также протекает в полном соответствии с диаграммой железо—азот.

В начальный момент диффузии атомы азота проникают в α -железо, не изменяя его решетки, пока не достигается предел насыщения при температуре диффузии. После этого образуются γ - и ϵ -фазы. Все три фазы, будучи твердыми растворами, являются передатчиками азота вглубь. Исследование микроструктуры и послойный рентгеноанализ диффузионного слоя, полученного при температурах, лежащих выше температуры эвтектоидного превращения, хорошо это подтверждает.

Фазовый состав диффузионного слоя, полученный при температуре 600° (табл. 3) показывает на поверхности ϵ -фазу с концентрацией около 10%,

Таблица 3

Условия азотизации	Глубина слоя от поверхности, микроны	Фазовый состав	Концентрация азота, % (рентгеноанализ)
$t = 600^{\circ}$ $\tau = 24$ час.	0	ϵ	10,0
	10	ϵ	10,0
	20	ϵ	10,0
	30	ϵ	10,0
	40	ϵ	9,0
	50	ϵ	9,0
	70	$\alpha + \gamma' (с)$	—
	80	$\alpha + \gamma' (о. сл.)$	—
	100	$\alpha + \gamma' (о. сл.)$	—

которая переходит в эвтектоидную смесь α - и γ' -фаз. Далее следует α -фаза, сопровождаемая избыточной γ' -фазой, выделяющейся в процессе охлаждения с температуры диффузии. В данном случае мы опять отмечаем незначительный градиент концентрации в зоне распространения ϵ -фазы.

Поверхностная концентрация азота (фазовый состав), как функция продолжительности процесса, дает картину, аналогичную полученной при температуре 520° .

Микроструктура азотированного слоя, полученного при температуре, лежащей выше температуры

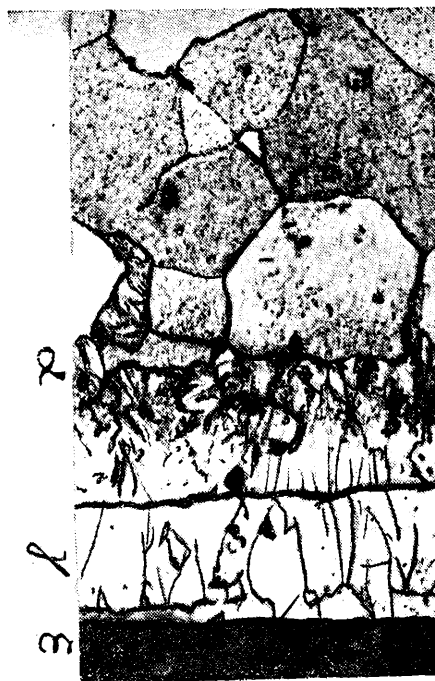


Рис. 4

Микроструктура азотированного слоя. Температура азотизации 700° . Охлаждение после азотизации медленное

эвтектоидного превращения, состоит из чередующихся ϵ -, γ - и α -фаз, в соответствии с изотермой на диаграмме состояния железо—азот (рис. 1).

Как видно из рис. 4, на котором приведена типичная микроструктура азотированного слоя, полученного на железе, при температуре выше эвтектоидного превращения, на самой поверхности располагается наиболее богатая азотом ϵ -фаза (частично распавшаяся на $\epsilon + \gamma'$ -фазы). За ней следует γ -фаза, распавшаяся при охлаждении с образованием эвтектоидной смеси α - и γ' -фаз, и, наконец, α -фаза, из которой в процессе охлаждения выделилась избыточная γ' -фаза.

В случае закалки образца с температуры диффузии, распад γ -фазы и образование эвтектоида не имеет места. На микрофотографии (рис. 5) можно видеть все три твердых раствора, четко отделенных друг от друга линиями раздела, расположенными параллельно контуру диффузионной поверхности.

Фазовые превращения, происходящие в процессе диффузии, накладывают определенный отпечаток на характер диффузионного слоя. Как видно из рис. 5, ϵ - и γ -фазы имеют характерное столбчатое строение, образование которого связано с фазовыми превращениями в процессе диффузии.

При переходе от одного диффузионного слоя к другому отмечается резкий перепад концентраций, установившихся при температуре диффузии, который сохраняется и при нормальной температуре, несмотря на превращения, протекающие при охлаждении, согласно системе железо—азот. Это хорошо иллюстрируется кривыми $c = f(y)$ для температур 600 , 700 и 850° (рис. 6, 7 и 8). Как видно из кривых, при переходе от одной фазы к другой происходит перепад концентраций в диффузионном слое, установившийся при температуре насыщения азотом. Граничные концентрации азота в отдельных фазах при этом соответствуют пересечению изотермы для данной температуры с линиями диаграммы железо—азот, ограничивающих существование области данной фазы. Проведенное исследование по нашему мнению полностью опровергает возможность так называемой «реактивной» диффузии при образовании азотированного слоя, согласно которой в первый момент взаимодействия



Рис. 5. Микроструктура азотированного слоя. Температура азотизации 650° . Охлаждение после азотизации в масло.

имеет место реакция между азотом и железом с образованием слоя химического соединения.

Определение постоянных диффузий азота в железе

Строение и состояние диффузионного слоя определяется концентрацией диффундирующего элемента. Получение определенной концентрации является следствием процессов на границе фаз, откуда поступает диффундирующий элемент, и скорости диффузии в исследуемой фазе.

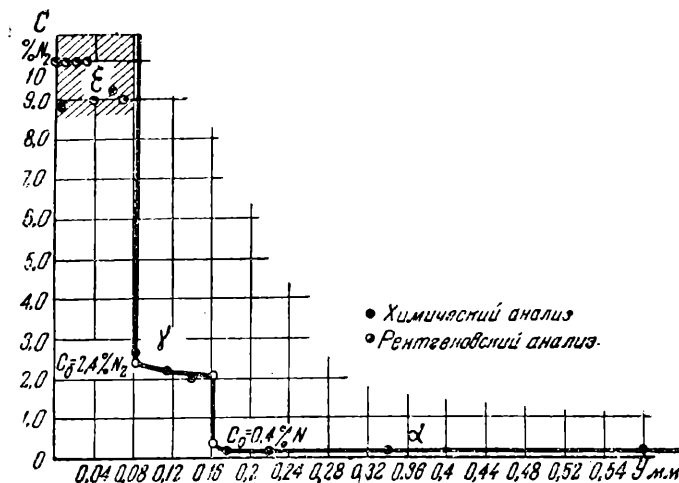


Рис. 6. Изменение концентрации азота по глубине диффузионного слоя. Температура азотизации 600°

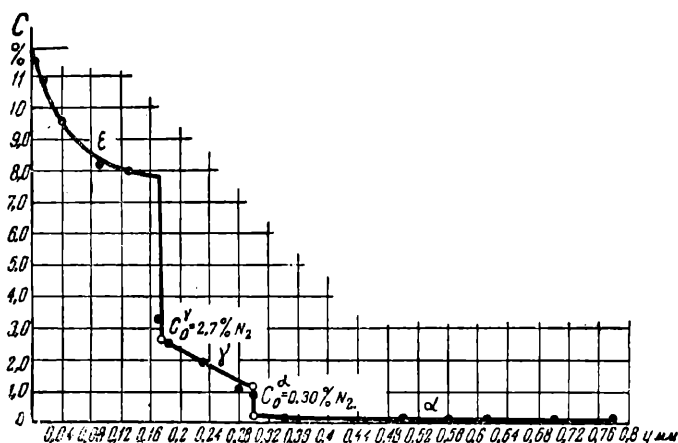


Рис. 7. Изменение концентрации азота по глубине диффузионного слоя. Температура азотизации 700°

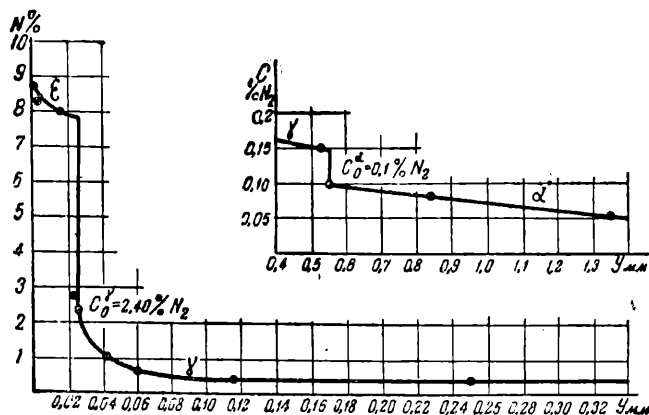


Рис. 8. Изменение концентрации азота по глубине диффузионного слоя. Температура азотизации 850°

В свою очередь, скорость процесса диффузии количественно определяется в общем виде коэффициентом диффузии, а физическая природа явления (изменение в характере межатомных связей и возможное направление диффузии) — коэффициентами Q и A уравнения температурной зависимости коэффициента диффузии. При нормальной диффузии в твердом растворе коэффициент диффузии определяется путем решения интегрального уравнения закона Фика:

$$C_x = C_0 \left[1 - \Phi \left(\frac{y}{2\sqrt{D\tau}} \right) \right]. \quad (1)$$

Постановка эксперимента должна соответствовать условиям этого уравнения.

Однако, применительно к процессу насыщения железа (стали) азотом, это связано с непреодолимыми трудностями. Основой является невозможность получения гомогенных высокоазотистых образцов для диффузии из них азота в исследуемый металл, чтобы исключить влияние реакции на границе раздела фаз.

Таким образом, для определения постоянных диффузии остается лишь путь нормального азотирования с последующим послойным определением азота для построения кривой $c = f(y)$. Это и было принято в настоящем исследовании.

По указанной методике определялись коэффициенты диффузии для α - и γ -фаз азотированного слоя.

Определение постоянных диффузии для ϵ -фазы потребовало разработки следующей специальной методики. Это объясняется трудностью получения для ϵ -фазы уверенной кривой изменения концентрации азота по глубине.

Из интегрального выражения закона Фика при условии $C_x = \text{const}$ и $C_0 = \text{const}$ легко получаем уравнения:

$$y = \kappa \sqrt{D\tau}, \quad (2)$$

$$y^2 = \kappa^2 D\tau. \quad (3)$$

С другой стороны, коэффициент диффузии показывает экспоненциальную зависимость от температуры, согласно уравнению (4):

$$D = Ae^{-\frac{Q}{RT}}, \quad (4)$$

где:

- A — коэффициент, определяемый типом кристаллической решетки,
- R — газовая постоянная,
- T — температура (по Кельвину),
- Q — «теплота разрыхления», та энергия, которая необходима для осуществления элементарного акта диффузии.

Отсюда получаем:

$$y = \kappa \sqrt{Ae^{-\frac{Q}{RT}} \tau}, \quad (5)$$

или

$$y^2 = A\kappa^2 e^{-\frac{Q}{RT}} \tau. \quad (6)$$

Из уравнения (6) следует, что при постоянной температуре диффузии величина $A\kappa^2 e^{-\frac{Q}{RT}}$ является постоянной и может быть заменена условной константой $2p$. Тогда уравнение (6) преобразуется в уравнение параболы:

$$y^2 = 2p\tau \quad (7)$$

где τ — продолжительность процесса диффузии.

Методика расчета для определения констант диффузии сводится к следующему. Исходными экспериментальными данными является толщина слоя ϵ -фазы (y мм) в зависимости от продолжительности процесса азотизации при постоянной температуре. Для различных температур полученные данные изображаются графически в координатах $y^2 - \tau$.

Проведенное построение показало, что во всех случаях существует прямолинейная зависимость между квадратом толщины слоя ϵ -фазы и продолжительностью диффузии, т. е. для скорости роста гексагональной ϵ -фазы справедлив параболический закон.

По данным графического изображения константа параболы $2p$ для каждой температуры определялась как тангенс угла наклона соответствующей прямой к оси времени. Отсюда мы имеем возможность дать графическое изображение (рис. 9) зависимости $\ln \cdot 2p$ от температуры $\left(\frac{1}{T}\right)$.

Как видно из уравнения (6), $2p = AK^2 e^{-\frac{Q}{RT}}$. При $T = \infty$ экспоненциальный член превращается в единицу и $2p = AK^2$. Следовательно, при $T = \infty$ ($\frac{1}{T} = 0$)

$$\ln 2p = \ln AK^2. \quad (8)$$

Экстрополируя (рис. 9) значение величины $\ln 2p$ до нулевого значения ($T = \infty$), мы получаем при пересечении прямой $\ln 2p$ с осью ординат значение $\ln AK^2$. С другой стороны,

$$\ln AK^2 - \ln 2p = \frac{Q}{RT}, \quad (9)$$

что дает возможность определить величину $\frac{Q}{RT}$,

а, следовательно, и теплоту разрыхления Q (рис. 9)

$$Q = R \cdot \text{tg} \beta \cdot (10)$$

Имея значения Q и исходя из температурной зависимости коэффициента диффузии, предложенной Дешман и Лэнгмюр:

$$D = \frac{Q}{Nh} \delta^2 e^{-\frac{Q}{RT}}, \quad (11)$$

где δ — межатомное расстояние, N — число Авогадро, h — постоянная Планка,

Рис. 9. К расчету коэффициента диффузии в ϵ -фазе

находим для гексагональной ϵ -фазы температурную зависимость коэффициента диффузии:

$$D = 0,277 \cdot e^{-\frac{35250}{RT}} \quad (12)$$

На рис. 10 дана графическая интерпретация уравнения температурной зависимости коэффициента диффузии для ϵ -фазы.

При практическом проведении процесса азотизации приобретает большое значение кинетика роста отдельных фаз. Применительно к ϵ -фазе, эта зависимость может быть выражена уравнением:

$$y = 381 \sqrt{e^{-\frac{35250}{RT}} \tau}. \quad (13)$$

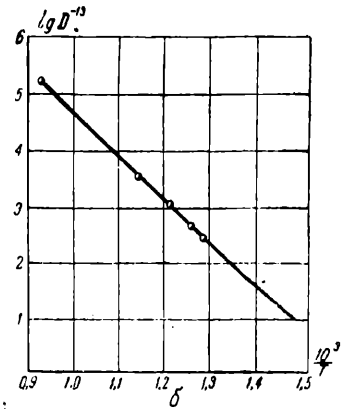
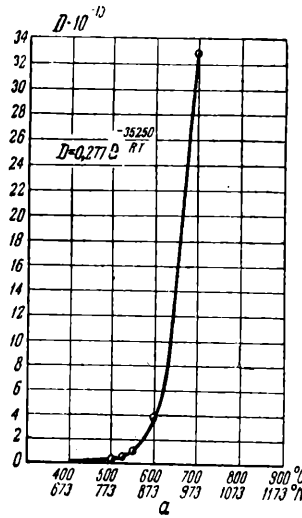


Рис. 10. Изменение коэффициента диффузии азота в ϵ -фазе в зависимости от температуры

Кривые зависимости толщины слоя ϵ -фазы от времени даны на рис. 11. Как видно, экспериментальные точки вполне удовлетворительно укладываются на кривые, полученные по уравнению (13). Однако оно справедливо лишь до 700—750°. При более высоких температурах диффузии, вследствие активного развития процесса диссоциации ϵ -фазы (рис. 12), глубина ее распространения уменьшается, что не находит своего отображения в уравнении (13).

Коэффициент диффузии для α - и γ -фазы определялся по интегральному уравнению закона Фика, исходя из кривых распределения концентрации азота по глубине диффузионного слоя. Температурная зависимость этого коэффициента для α -фазы выражается уравнением

$$D_\alpha = 4,67 \cdot 10^{-4} \cdot e^{-\frac{17950}{RT}}$$

и для γ -фазы уравнением

$$D_\gamma = 0,335 \cdot 10^{-2} e^{-\frac{34660}{RT}}$$

Графическая зависимость его от температуры для α - и γ -фаз дана на рис. 13 и 14.

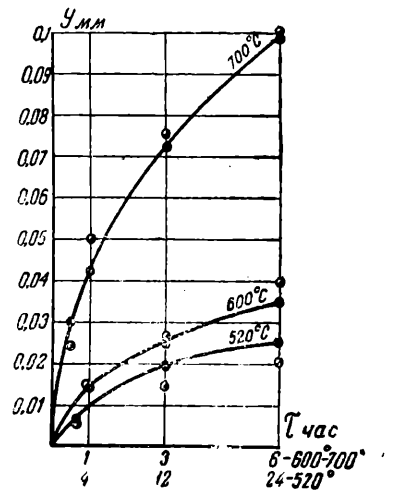


Рис. 11. Изменение глубины слоя ϵ -фазы в зависимости от продолжительности процесса азотизации

Анализ полученных диффузионных констант позволяет прийти к выводу, что процесс диффузии легче всего осуществляется в α -фазе, затем в ϵ -фазе и наиболее затруднен в γ -фазе. Причина этому может быть показана путем анализа величин Q и константы (A) уравнений коэффициентов диффузии (табл. 4)

Таблица 4			
Фаза	α	γ	ϵ
$Q \frac{\text{кал.}}{\text{г. ат. град.}}$	17 950	34 660	35 250
A	$4,67 \cdot 10^{-4}$	$0,335 \cdot 10^{-2}$	0,277

Если исходить из того, что энергия, необходимая для осуществления элементарного акта в процессе диффузии, т. е. перемещения диффундирующего атома в соседнее равновесное положение в кристаллической решетке, определяется величиной Q , то

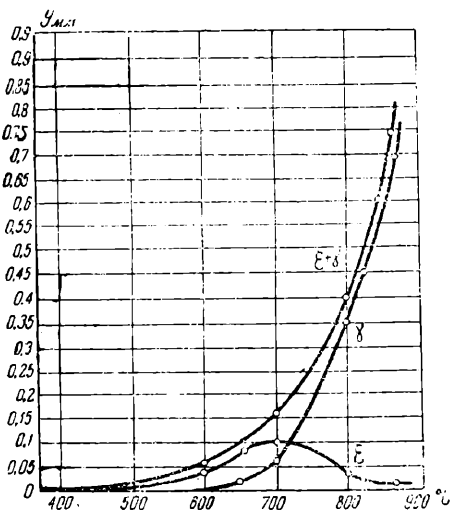


Рис. 12. Кинетика роста фаз в азотированном слое

при прочих равных условиях наиболее простым является перемещение азота в решетке α -железа ($Q_\alpha = 17\,250$ против Q_γ и $Q_\epsilon = 34\,000$ — $35\,000$), для

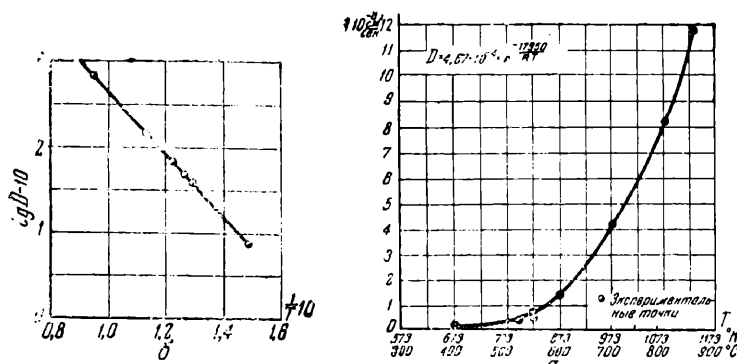


Рис. 13. Изменение коэффициента диффузии азота в α -фазе в зависимости от температуры

которого энергия связи атома азота вдвое меньше, нежели в решетке ϵ - и γ -фаз.

При равных значениях величин A для всех фаз коэффициент диффузии $D_{N \rightarrow \alpha}$ должен был бы

превосходить коэффициент диффузии для $D_{N \rightarrow \epsilon}$ и $D_{N \rightarrow \gamma}$ во много раз по порядку величины (~ 5 раз). Однако строение решетки Fe_α характеризуется отсутствием межатомных пространств достаточного объема для помещения атомов азота. Поэтому константа A , определяющая вероятность перемещения атомов азота в направлении диффузии, для α -фазы оказалась наименьшей ($4,67 \cdot 10^{-4}$).

Однако малая величина Q все же предопределила наибольшую величину коэффициента диффузии для α -фазы. Большое значение этого коэффициента для ϵ -фазы по сравнению с γ -фазой связано уже не с тепловой разрыхления Q , а с константой A , определяемой типом кристаллической решетки.

Значительное увеличение коэффициента A для ϵ -фазы по сравнению с γ -фазой ($0,277$ и $0,335 \cdot 10^{-2}$) определяет большее значение коэффициента диффузии для ϵ -фазы.

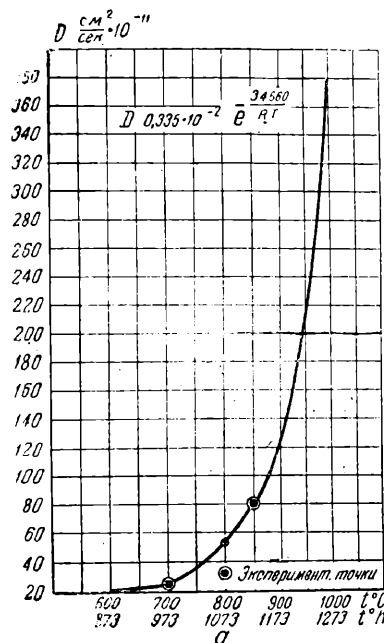
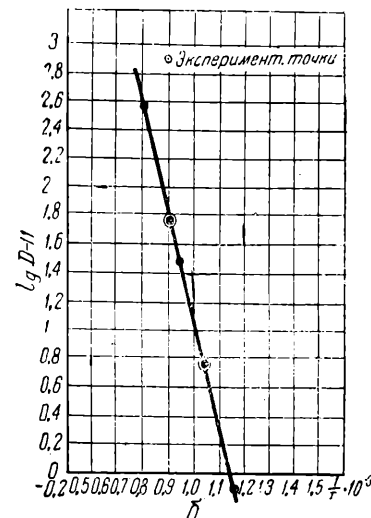


Рис. 14. Изменение коэффициента диффузии азота в γ -фазе в зависимости от температуры



Увеличение постоянной A , видимо, связано с большей вероятностью перемещения атомов азота в гексагональной решетке ϵ -фазы, чем в гранецентрированной решетке γ -фазы.

Согласно данным Хейт, в γ -фазе атом азота помещается в центре элементарной ячейки. В гексагональной решетке ϵ -фазы он помещается среди трех атомов железа (координаты атома азота в решетке по данным Osawa и Iwazumi $\frac{2}{3}$; $\frac{1}{3}$, $\frac{1}{2}$). Если принять во внимание, что константа A определяет вероятности совпадения по фазе колебания диффундирующих атомов азота и «расступающихся» атомов железа (Сихоски), то понятна большая вероятность передвижения в решетке ϵ -фазы (при координационном числе 3), нежели в решетке γ -фазы (координационное число 6 — атом располагается в центре октаэдра).

В ы ы о д ы

С помощью применения комплексных методов физико-химического анализа изучен механизм образования азотированного слоя и показаны количественные характеристики, определяющие результаты процесса азотирования.

Установлено, что наиболее легко процесс диффузии азота осуществляется в α -фазе. Это связано с малой величиной энергии, необходимой для осуществления элементарного акта диффузии, т. е. перемещения диффундирующего атома в соседнее равновесное положение в кристаллической решетке, определяемое теплотой разрыхления Q .

Наиболее затруднен процесс диффузии азота в γ -фазе.

Исходя из постоянных диффузии азота, дана температурно-временная зависимость для глубины распространения гексагональной ϵ -фазы.

Литература

1. Ellender u. Mayer. „Arch. f. d. Eisenhüttenwesen“ (1). S. 251-260, 1930/31; S. 241-245, 1932/33; S. 241, 1933.
2. Sergesson, „Trans. of Am. Soc. for Steel Treat.“ vol. XVI. № 5, 1929; „Metal Progress“, p. 38-42, oct. 1930.
3. Конторович, Азотизация стали и свойства азотированного слоя, 1938.
4. Юрьев, Азотирование стали и его применение в авто-тракторостроении, 1938.
5. Лахтин, Азотизация стали, 1943.
6. Seith, Diffusion in Metallen, 1939.
7. Osawa u. Iwafumi. „Zeitschr. f. Kristallogr.“, № 69, S. 26, 1928.
8. Прокошкин, Сборник трудов Института стали им. Сталина, 1938.

Исследование остаточного аустенита в закаленных конструкционных сталях¹

Канд. техн. наук Л. Э. Певзнер

Изучение вопроса об остаточном аустените является составной частью проблемы о высокопрочных сталях.

Действительно, получение стали с очень высоким значением предела прочности (σ_b порядка 200—250 кг/мм²) возможно только на основе мартенситной структуры. Эта структура может быть получена как в результате специальной термообработки сталей перлитного класса (закалка и низкий отпуск, изотермическая обработка), так и с помощью легирования (стали с «подавленным» перлитным превращением, которые обычно назывались сталями мартенситного или полумартенситного класса).

Во всех этих случаях неизменным спутником мартенсита является остаточный аустенит.

В зависимости от количества остаточного аустенита могут меняться физико-механические свойства стали. Так же и при деформации, наряду с обнаруженным С. Т. Кишкиным (1) распадом мартенсита, происходит распад остаточного аустенита. Несмотря на ряд исследований (2, 3, 4, 5, 6, 7, 8), вопрос о количестве остаточного аустенита, в связи с механическими свойствами стали, продолжает оставаться еще недостаточно изученным.

Многими исследователями (Luerssen и Greene (2), Хабахпашев и Шейнин (3), Садовский (4) и др.) высказывалось предположение, что наличие остаточного аустенита (вязкой составляющей в твердом мартенсите) должно значительно повышать величину ударной вязкости.

В частности, наблюдавшееся некоторыми исследователями повышение ударной вязкости легированных конструкционных сталей в зоне низких отпусков при повышении температуры закалки объясняли повышением количества остаточного аустенита.

Ниже приведены результаты наших исследований по вопросу о влиянии температуры закалки на количество остаточного аустенита в доэвтектидных конструкционных сталях; приведено также исследование процесса распада остаточного аустенита при отпуске этих сталей. Параллельно изучалась ударная вязкость.

1. Методика испытания

Для определения количества остаточного аустенита нами был использован метод определения магнитного насыщения. Если принять, что магнитное насыщение чистого аустенита равно нулю (аустенит парамагнитен), то относительный объем аустенита в смеси (в %) может быть выражен следующим соотношением:

$$P_1 = \frac{I_2 - I_1}{I_2} \cdot 100,$$

где I_1 — магнитное насыщение исследуемой структуры (смеси мартенсита и аустенита),

I_2 — насыщение эталонного образца чистого мартенсита.

Чистый мартенсит, как известно, получить невозможно. Поэтому является спорным вопрос о том, какую структуру принять за эталонную.

В исследованиях Mikami (6), Esser'a (7) и многих других магнитное насыщение закаленной стали сравнивалось с магнитным насыщением отожженного образца (т. е. было принято, что насыщение отожженного образца равно насыщению чистого мартенсита).

В действительности это предположение неверно. В отожженном образце часть железа находится в связанном состоянии в виде цементита. Магнитное насыщение цементита 4ПУ $\cong$ 12 500 гаусс, т. е. почти в два раза меньше магнитного насыщения чистого феррита 4ПУ $\cong$ 21 000. Насыщение α -мартенсита, т. е. раствора углерода в α -решетке, как сказано было выше, определить нельзя, так как мартенсит всегда смешан с остаточным аустенитом. Все же можно сказать, что насыщение мартенсита должно быть несколько меньше, чем насыщение чистого феррита за счет растворенного углерода, но несомненно больше, чем если бы углерод выделился в виде свободных карбидов; т. е. насыщение α -мартенсита должно быть больше, чем насыщение структуры отжига. Как показывает эксперимент, структуры частично распавшегося мартенсита (закалка с последующим низким отпуском) дают более высокое магнитное насыщение, чем отжиг. Поэтому в нашей

¹ Представлена Комитетом прочности ВНИТОМАШ.

работе за магнитное насыщение мартенсита принималось максимальное насыщение, которое можно было получить при отпуске закаленной стали данной марки и плавки.

Необходимо отметить, что если присутствие свободных карбидов в отожженной конструкционной стали не очень сильно меняет величину магнитного насыщения, то для заэвтектоидных сталей это влияние становится очень существенным. Например, наличие 1% С в виде цементита понижает магнитное насыщение углеродистой стали (по отношению к насыщению чистого железа) почти на 7% (по отношению к твердому раствору $Fe-C$ это понижение, конечно, должно быть менее значительным). Поэтому количественные определения остаточного аустенита для заэвтектоидных (углеродистых и в особенности сложных инструментальных) сталей, полученных магнитным методом, часто являются неточными.

Для определения магнитного насыщения нами был использован метод выдергивания образца из поля электромагнита (или вталкивания в поле), предложенный впервые Штеблейном (9). Для некоторых более точных измерений был применен дифференциальный метод: испытуемый образец и эталон закладывались в длинную медную обойму, которая вводилась в отверстие между полюсами электромагнита таким образом, что баллистическая катушка охватывала середину эталонного образца; затем обойма проталкивалась так, что катушка попадала на середину испытуемого образца и отмечалось отклонение баллистического гальванометра α_1 при этом передвижении.

Отдельным испытанием определяли отброс гальванометра α_2 , который дает эталонный образец при обычном (не дифференциальном) измерении по методу Штеблейна. Тогда процентное уменьшение магнитного насыщения испытуемого образца по отношению к эталону (насыщение которого принято за максимальное для данной стали) выразится следующим образом:

$$\frac{I_2 - I_1}{I_2} \cdot 100 = \left[\frac{\alpha_1}{\alpha_2} \cdot \frac{Cb_1 \cdot R_1 \cdot S_2}{Cb_2 \cdot R_2 \cdot S_1} - \frac{S_2 - S_1}{S_2} \right] \cdot 100,$$

где $Cb_1 R_1$ — постоянные баллистической цепи при дифференциальном измерении;

$Cb_2 R_2$ — то же постоянные при определении отброса эталона;

S_2 и S_1 — сечение эталона и испытуемого образца.

Величина α_1 , которая характеризует разность магнитных насыщений эталона и испытуемого образца, может быть определена с очень большой степенью точности, даже если разность насыщений очень мала. Достаточно выбрать соответствующую чувствительность гальванометра (Cb_1 и R_1), чтобы ошибка была порядка повторяемости магнитных измерений (1—1,5%).

Величины $\frac{Cb_1 R_1}{Cb_2 R_2}$ и α_2 являются постоянными при относительных измерениях количества остаточного аустенита в функции какого-либо параметра. Точность измерений (в случае малых количеств остаточного аустенита) будет зависеть от точности определения члена $\frac{S_2 - S_1}{S_2}$, т. е. поправки на разность сечений эталона и образца. Поэтому для увеличения точности измерений следует применять образцы

больших сечений. Кроме того, как сказано уже было выше, количество остаточного аустенита значительно меняется при изменении сечения образца.

Например, если для $Cr-Ni-Mo$ стали ЭИ-84, при диаметре образца 5 мм, количество остаточного аустенита равнялось 3—4%, то при диаметре 10 мм это количество возрастало до 6—7%.

В связи с этим оказалось наиболее целесообразным при точных дифференциальных измерениях определять магнитное насыщение непосредственно на образцах Менаже, на которых затем определялась величина ударной вязкости.

2. Результаты испытания

Результаты проведенных измерений количества остаточного аустенита в зависимости от температуры закалки приведены в таблице. Исследованы были следующие стали: 30ХГСА, Э-18, ХЗН, ЭИ-84 и несколько составов специальных никелевых и хромистых сталей (см. табл. 1).

Оказалось, что для всех доэвтектоидных сталей магнитное насыщение (и, следовательно, приближенно количество остаточного аустенита) не меняется при повышении температуры закалки (в пределах точности эксперимента). Для стали $Cr-Ni-Mo$ (близкой по составу к ЭИ-84) были проведены точные измерения на образцах Менаже дифференциальным методом (рис. 1, кривая 1). Так

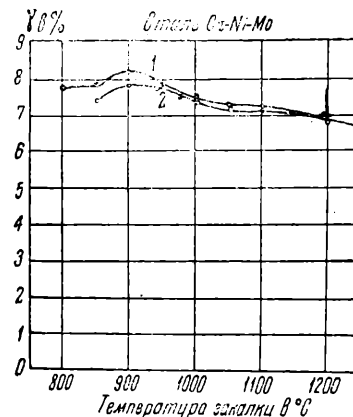


Рис. 1. Количество остаточного аустенита в зависимости от температуры закалки.

как при закалке с различных температур могли меняться напряжения, возникающие при закалке, был применен следующий метод термообработки: нагрев до требуемой температуры, которая колебалась от 800 до 1250° С; выдержка при этой температуре в течение 30 мин., охлаждение в свинце при 850° в течение 10 мин. и, далее, охлаждение в масле. Результаты измерения процентного изменения магнитного насыщения после такой обработки приведены также на рис. 1, кривая 2.

Как видно из этих кривых, магнитное насыщение (а, следовательно, и количество остаточного аустенита) меняется чрезвычайно мало; практически его можно считать неизменным. Незначительный подъем кривой около 900° указывает на некоторое повышение количества остаточного аустенита, связанное, повидимому, с растворением при этой температуре специальных карбидов, что увеличивает концентрацию и, следовательно, устойчивость исходного аустенита.

Таблица 1

Зависимость количества остаточного аустенита от температуры заковки

Марка стали	Температура заковки	Магнитное насыщение 4 ПП гаусс	Количество остаточного аустенита %
ХЗН	800	20 200	4,2
Закалка в масло 4 ПП _{max} = 21100 гаусс (закалка с 1100° и отпуск 350° — 2 часа) Ø образца 5 мм	900	20 300	3,8
	1 000	20 200	4,2
	1 100	20 300	3,8
	1 100	20 300	3,8
Никелевая Ni — 3,53 % C — 0,1%	800	21 200	2,76
Закалка в воду 4 ПП _{max} = 21800 гаусс (закалка с 800°, отпуск 350° — 2 часа) Ø образца 5 мм	900	21 350	2,06
	1 000	21 100	3,2
	1 100	21 200	2,76
	1 100	21 200	2,76
ЭИ-84 плавка Б	800	19 870	4,7
Закалка в масло 4 ПП _{max} = 20850 гаусс (закалка с 950°, отпуск 300°) Ø образца 5 мм	850	19 850	4,8
	900	19 950	4,3
	950	19 930	4,4
	1 000	19 950	4,3
	1 100	19 920	4,46
	1 100	19 920	4,46
ЭИ-84 плавка К. Закалка в масло. Измерение дифференциальным методом. Образцы Менаже (без надреза). Максимальное магнитное насыщение дает закалка с 950°, отпуск 250° — 2 часа	800		7,82
	850		7,92
	875		7,8
	900		8,35
	925		7,88
	950		7,83
	975		7,47
	1 000		7,63
	1 050		7,50
	1 100		7,32
	1 150		7,15
	1 200		7,35
	1 250		6,50
ЗОХГСА	850	19 800	
Закалка в воду. Ø образца 5 мм	900	19 900	
	1 000	19 950	
	1 050	19 900	
	1 100	19 950	
	1 100	19 950	
ЗОХГСА закалка в масло. Ø образца 5 мм	850	19 400	
	900	19 400	
	950	19 350	
	1 000	19 400	
	1 050	19 300	
	1 100	19 600	
	1 150	19 600	
Э-18 закалка в масло. Ø образца 5 мм	900	14 450	
	950	20 050	
	1 000	20 100	
	1 050	20 300	
	1 100	20 100	
Никелевая Ni — 15,08% C — 0,11%. Ø образца 5 мм	800	21 400	
	850	21 300	
	900	21 500	
	1 000	21 425	

Полученные нами данные подтверждаются появившимися позднее работами лаборатории Штейнберга.

Ударная вязкость также оставалась, примерно, постоянной при повышении температуры заковки (рис. 2). Многочисленные исследования показывают, что изменение ударной вязкости в зоне низких отпусков при повышении температуры заковки могут быть различными. Для большинства исследованных нами плавок Cr—Ni—Mo стали вязкость

при повышении температуры заковки практически не менялась. По данным Садовского (4) ударная вязкость стали Х4Н также не менялась с повышением температуры заковки.

Однако в некоторых случаях для мелкозернистой стали может получиться незначительное повышение вязкости, повидимому, в связи с гомогенизацией структуры.

Для крупнозернистой стали, склонной к перегреву, можно наблюдать понижение вязкости. Но во всех этих случаях нет никаких оснований связывать изменение вязкости с количеством остаточного аустенита, так как последнее остается неизменным.

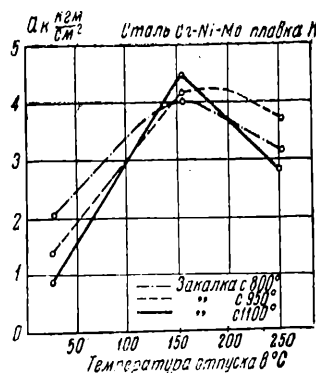


Рис. 2. Ударная вязкость в зоне низких отпусков для различных температур заковки.

Проведенное нами исследование (9) показало, что наблюдавшееся Хабахпашевым и Шейниным (3), а также Акимовым и Безсудновой (10) чрезвычайно сильное (почти в два раза) повышение ударной вязкости конструкционных сталей в зоне низких отпусков при повышении температуры заковки было связано в основном с повышенным обезуглероживанием надреза ударных образцов при высоких температурах заковки, так как в обеих этих работах термической обработке подвергались не заготовки, а готовые образцы Менаже (с надрезом). Интересно, что для заэвтектоидной углеродистой стали по данным Люэрсена (2) ударная вязкость при повышении температуры заковки оставалась во многих случаях неизменной (для мелкозернистой стали) или падала (для крупнозернистой стали), несмотря на то, что в данном случае количество остаточного аустенита возрастало. Таким образом, исследование влияния температуры заковки на количество остаточного аустенита и ударную вязкость не дает никаких оснований предполагать, что аустенит благотворно влияет на ударную вязкость.

На рис. 3 приведены результаты исследования магнитного насыщения и ударной вязкости Cr—Ni—Mo стали в функции температуры отпуска.

Эти кривые показывают, что совпадение интервалов распада аустенита и падения ударной вязкости (на которое ссылаются многие авторы, объясняющие падение вязкости распадом остаточного аустенита), является весьма приближенным: при низких отпусках происходит подъем ударной вязкости (до температуры 150—200°), несмотря на то, что количество остаточного аустенита уже падает на 25—30%. При температуре 250° процесс распада остаточного аустенита заканчивается, тогда как ударная вязкость продолжает падать до температуры 300°. Нам

кажется более вероятным, что в конструкционных сталях, где количество остаточного аустенита очень невелико, закономерности изменения ударной вязкости связаны в основном с процессом распада мартенсита (с выделением карбидов). Для заэвтектоидных углеродистых сталей, исследованных Люэрсеном и Грином, в которых количество остаточного аустенита очень велико, наоборот, весьма вероятно, что процесс распада аустенита имеет существенное влияние на механические свойства и, следовательно, на величину ударной вязкости.

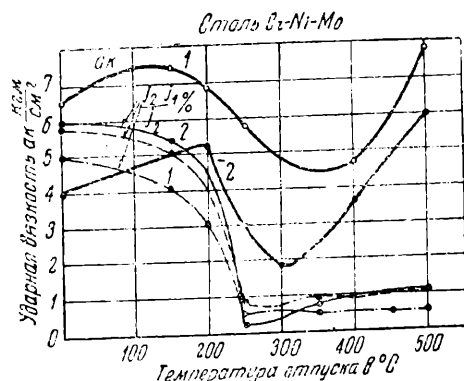


Рис. 3. Ударная вязкость и процентное изменение магнитного насыщения в зависимости от температуры отпуска:

- 1 — плавка А; температура закалки 1000°
2 — плавка Д; температура закалки 1000°
3 — плавка Д; температура закалки 800°

В ы в о д ы

1. На основании проведенных испытаний сталей 30ХГСА, Э-18, ХЗН, ЭИ-84, никелевых и хромистых доказано, что количество остаточного аустенита в легированных доэвтектоидных сталях практически не меняется при повышении температуры закалки.

2. Ударная вязкость в зоне низких отпусков может меняться различно при повышении температуры закалки. Для мелкозернистой стали в некоторых случаях наблюдается незначительное повышение, для крупнозернистой стали ударная вязкость может понизиться. Во всех случаях эти изменения не связаны с количеством остаточного аустенита.

3. Определение количества остаточного аустенита магнитным методом для заэвтектоидных сталей с большим количеством карбидов в структуре не может быть точным. В этих сталях имеется несколько фаз: мартенсит с высоким магнитным насыщением (близким к насыщению железа), различные карбиды со значительно меньшим насыщением или парамагнитные и парамагнитный аустенит.

Изменение магнитного насыщения смеси обычно связывают только с изменением количества остаточного аустенита. В действительности же изменение количества аустенита обычно сопровождается и процессами выделения или растворения карбидов, что также изменяет магнитное насыщение смеси.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кишкин С. Т. Техника воздушного флота № 10—11, 1943.
2. Luerssen u. Greene. Trans Amer. Soc. f. Metals v. 22 [1931], p. 311 u v. 23 [1935], p. 861.
3. Хабахпашев и Шейнин. Качественная сталь, № 4, 1934.
4. Садовский. Труды Уральского филиала Академии наук, вып. 10.
5. Tamaru u. Sekito. Sci. Rep. Tohoku. Imp. Univ. v. 20, № 3 [1931], p. 337.
6. Mikami. Sci. Rep. Tohoku Imp. Univ. v. 23, № 2 [1934], p. 213.
7. Essson u. Ostermann. Arch. für das Eisen hüttenwesen 1934, Heft 4. S. 173.
8. Штейнберг. Металловедение. Металлургиздат, 1933.
9. Акимов Г. В. и Певзнер Л. Э. Журн. Техн. физ., т. VII (1937), 311.
10. Певзнер Л. Э. Информационный сборник ВИАМ № 17.
11. Акимов Г. В. и Безсуднова М. Ф. Техника воздушного флота, 1935.

Приближенный расчет гибких рам

Д-р техн. наук **А. Р. Ржаницын**
(Член Общества строителей)

Работа элементов рамной конструкции характеризуется наличием продольных усилий, действующих совместно с изгибающими моментами. В случае отрицательной продольной силы (сжатия) эта сила вызывает дополнительный изгиб стержня рамы, увеличивая опасные напряжения, а при известной величине загрузки рама в результате сжатия отдельных ее элементов может целиком потерять устойчивость.

Определение внешней нагрузки, вызывающей потерю устойчивости рамы, — практически довольно трудная задача, хотя принципиально она и решена полностью при известных предпосылках. Определению устойчивости рам посвящено большое количество работ, например, Н. В. Корноухова¹, С. Д. Лейтеса²,

Белоуса и др. Во всех этих работах дается метод составления детерминатного уравнения устойчивости, представляющего собой сложное трансцендентное уравнение, решение которого возможно, обычно, лишь путем длительных и утомительных вычислений.

Между тем требуемая точность результатов, определяемая приближенностью исходных предпосылок, не оправдывает применения столь громоздких методов расчета, и поэтому естественно было бы перейти к приближенным методам.

В работе Н. В. Корноухова³ дана попытка построения такого упрощенного метода, однако, на наш взгляд она не доведена до логического конца.

Задача об определении напряжений в элементах рам при заданной нагрузке с учетом влияния про-

¹ «Вестник инженеров и техников» № 3, 1937.

² «Проект и стандарт» № 8—9, 1937.

³ Исследования по теории сооружений. Сборник № 3, Стройиздат, 1938.

дольных сил еще более важна для практики, чем задача об определении критического состояния рамы. Почти всегда в рамах мы имеем наряду с осевыми усилиями изгибающие моменты, вызывающие значительные напряжения еще в то время, когда рама далека от потери устойчивости. Однако решение этой задачи, несмотря на ее практическую ценность, до сих пор не получило большого развития.

В настоящей статье дается практический приближенный метод учета влияния продольных сил на напряжения в рамах, причем точность его тем больше, чем меньше величины этих сил.

Наибольшая погрешность получается при определении данным методом критического состояния рамы, когда напряжения от внешней нагрузки бесконечно возрастают. Однако и в этом предельном случае точность определения критической загрузки получается большей частью вполне достаточной для практических целей и вполне компенсируется простотой предлагаемого расчета.

В основу положим обычный расчет рам методом деформаций, широко распространенный в практике инженеров-проектировщиков. Влияние же продольных сил учтем энергетическим методом, основанным на замене действительной кривой изогнутой оси элементов рамы приближенной, именно той, которая получается без учета влияния продольных сил.

Введем, как обычно, в раму закрепления всех узлов против поворотов и линейных смещений, разбив таким образом раму на ряд балок, заделанных по концам, и рассмотрим влияние поворотов опорных сечений и линейных смещений узлов в направлении, перпендикулярном оси стержня.

Поворот левого конца заделанной балки на угол $\varphi_A = 1$ при отсутствии продольной силы вызывает момент в повернутой заделке M_A , равный

$$M_A = 4 \frac{EI}{l} \quad (1)$$

и момент в противоположной заделке (рис. 1)

$$M_B = 2 \frac{EI}{l} \quad (2)$$

Уравнение изогнутой оси в этом случае будет выражаться формулой

$$y_1 = x \left(1 - 2 \frac{x}{l} + \frac{x^2}{l^2} \right). \quad (3)$$

Величины M_A (1) и M_B (2) могут быть получены при помощи интегрирования эпюр кривизн, возникающих от единичных углов поворота левого и правого конца:

$$M_A = EI \int_0^l (y''_1)^2 dx, \quad M_B = EI \int_0^l y''_1 y''_2 dx. \quad (4)$$

Здесь y_2 представляет собой прогиб стержня от единичного угла поворота правого конца (рис. 2)

$$y_2 = -x \left(\frac{x^2}{l^2} - \frac{x}{l} \right). \quad (5)$$

Доказательство легко получается из теоремы Бетти и имеется в курсах строительной механики¹:

¹ См., например, И. М. Рабинович, Курс строительной механики стержневых систем; т. II, стр. 304, изд. 1940 г.

$$M_A = EI \int_0^l (y''_1)^2 dx + N \int_0^l (y'_1)^2 dx$$

$$M_B = EI \int_0^l y''_1 y''_2 dx + N \int_0^l y'_1 y'_2 dx. \quad (6)$$

В этом случае y_1 и y_2 уже не будут выражаться формулами (3) и (5), так как при наличии продольной силы дифференциальное уравнение изогнутой оси

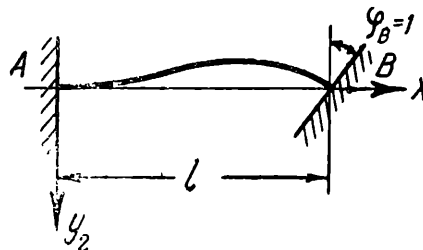


Рис. 2

получит несколько иной вид. Однако для определения работы энергетическим методом с достаточной для практики точностью можно в формулах (6) y_1 и y_2 приближенно определить по формулам (3) и (5).

Тогда, произведя интегрирование, мы получим следующие простые выражения:

$$M_A = 4 \frac{EI}{l} + \frac{2}{15} Nl, \quad M_B = -2 \frac{EI}{l} + \frac{1}{30} Nl. \quad (7)$$

В случае смещения опоры балки, заделанной обоими концами, на единицу (рис. 3) уравнение изогнутой оси при $N = 0$ будет:

$$y_3 = 3 \frac{x^2}{l^2} - 2 \frac{x^3}{l^3}. \quad (8)$$

Это уравнение можно приближенно оставить и для случая $N \neq 0$, и тогда получим для моментов в заделке выражение:

$$M_A = -M_B = EI \int_0^l y''_1 y''_3 dx + N \int_0^l y'_1 y'_3 dx =$$

$$= -EI \int_0^l y''_2 y''_3 dx - N \int_0^l y'_2 y'_3 dx =$$

$$= -6 \frac{EI}{l^2} - \frac{1}{10} N. \quad (9)$$

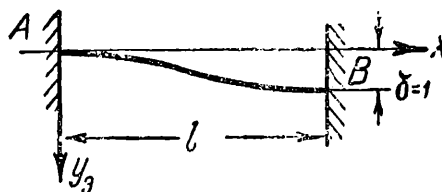


Рис. 3

Таким образом, суммируя влияние обоих поворотов и смещения, мы получаем следующие выражения для моментов в заделках балки:

$$M_A = \left(4 \frac{EI}{l} + \frac{2}{15} Nl \right) \varphi_A +$$

$$+ \left(2 \frac{EI}{l} - \frac{1}{30} Nl \right) \varphi_B - \left(6 \frac{EI}{l^2} + \frac{1}{10} N \right) \delta, \quad (10)$$

где φ_A и φ_B — углы поворота заделки, а δ — смещение.

Аналогично:

$$M_B = \left(2 \frac{EI}{l} - \frac{1}{30} Nl\right) \varphi_A + \left(4 \frac{EI}{l} + \frac{2}{15} Nl\right) \varphi_B - \left(6 \frac{EI}{l^2} + \frac{1}{10} N\right) \delta. \quad (11)$$

Определим теперь опорные реакции заделанной балки, возникающие от поворотов опорных сечений и от смещения опоры.

Поворот левой опоры на единичный угол даст:

$$R_A = -R_B = EI \int_0^l y''_1 y''_3 dx + N \int_0^l y'_1 y'_3 dx = -6 \frac{EI}{l^2} - \frac{1}{10} N. \quad (12)$$

Точно такую же величину реакции вызовет и единичный поворот левой опоры. Наконец, от смещения опоры на $\delta = 1$ возникнут реакции

$$R_A = -R_B = EI \int_0^l (y''_3)^2 dx + N \int_0^l (y'_3)^2 dx = 12 \frac{EI}{l^3} + 1,2 N. \quad (13)$$

Под действием внешней равномерной нагрузки в балке, заделанной двумя концами, возникнут реакции

$$R_A = R_B = \frac{ql}{2},$$

не зависящие от величины продольной силы.

Для определения опорных моментов от равномерной поперечной нагрузки подсчитываем работу внешних сил q на перемещениях, вызванных единичным поворотом опоры, — y'_1 (3).

На основании теоремы Бетти, эта работа будет равна искомому опорному моменту. В работе внешних сил следует учесть работу продольной силы N на удлинениях хорды искривленной оси. Таким образом, получаем

$$M_A = q \int_0^l y_1 dx + N \int_0^l y'_1 y'_1 dx. \quad (15)$$

Здесь y'_1 означает первую производную от прогиба балки, заделанной двумя концами и загруженной нагрузкой q . Приблизительно y'_1 можно определять без учета влияния силы N .

Тогда

$$y'_1 = \frac{ql^3}{24 EI} \left(4 \frac{x^3}{l^3} - 6 \frac{x^2}{l^2} + 2 \frac{x}{l}\right). \quad (16)$$

Подставляя это выражение для y'_1 вместе с выражением (3) для y_1 в формулу (15), получаем

$$M_A = -\frac{ql^2}{12} + \frac{Nql^4}{720 EI} = -\frac{ql^2}{12} \left(1 - \frac{Nl^2}{60 EI}\right). \quad (17)$$

Аналогично можно определить реактивные усилия и реактивные моменты в балке, заделанной одним концом, а другим концом шарнирно опертой (рис. 4).

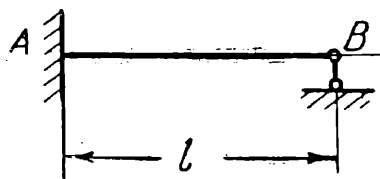


Рис. 4.

Поворот заделанного конца на единичный угол

даст

$$M_A = \frac{3 EI}{l} + \frac{1}{5} Nl, \quad R_A = -R_B = \frac{3 EI}{l^2} + \frac{1}{5} N. \quad (18)$$

Смещение опор на единицу дает

$$M_A = \frac{3 EI}{l} + \frac{1}{5} Nl, \quad R_A = -R_B = \frac{3 EI}{l} + 1,2 N. \quad (19)$$

Наконец, равномерная нагрузка дает момент в заделке

$$M_A = -\frac{ql^2}{8} + \frac{Nql^4}{160 EI} = -\frac{ql^2}{8} \left(1 - \frac{Nl^2}{20 EI}\right) \quad (20)$$

и опорные реакции

$$\frac{ql}{2} \pm \frac{ql}{8} \left(1 - \frac{Nl^2}{20 EI}\right). \quad (21)$$

Все эти результаты сведены в табл. 1, вполне аналогичную таблицам коэффициентов канонических уравнений метода деформаций, имеющимся во всех курсах строительной механики.

Таблица 1

N	Схема	Приближенные значения	Точные значения
1		$M_A = 4 \frac{EI}{l} + \frac{2}{15} Nl$ $M_B = 2 \frac{EI}{l} - \frac{1}{30} Nl$ $R_A = R_B = \frac{6 EI}{l^2} + \frac{1}{10} N$ $M_C = \frac{EI}{l} - \frac{37}{960} Nl$	$M_A = \frac{EI}{l} \alpha; \alpha = \frac{1}{4} \frac{V^2 \lg V}{\lg \frac{1}{2} - \frac{1}{2}} + \frac{1}{4} \frac{1}{\lg \frac{1}{2}}$ $M_B = \frac{EI}{l} \beta; \beta = \frac{1}{4} \frac{V^2 \lg V}{\lg \frac{1}{2} - \frac{1}{2}} - \frac{1}{4} \frac{1}{\lg \frac{1}{2}}$ $R_A = R_B = \frac{EI}{l^2} (\alpha + \beta); V = \sqrt{\frac{N}{EI}}$
2		$M_A = M_B = \frac{6 EI}{l^2} + \frac{1}{10} N$ $R_A = R_B = \frac{12 EI}{l^3} + 1,2 \frac{N}{l}$	$M_A = M_B = \frac{EI}{l^2} (\alpha + \beta)$ $R_A = R_B = \frac{EI}{l^3} \gamma; \gamma = \frac{V^3}{2 \lg \frac{1}{2} - V}$
3		$M_A = \frac{3 EI}{l} + \frac{1}{5} Nl$ $R_A = R_B = \frac{3 EI}{l^2} + \frac{1}{5} N$	$M_A = \frac{EI}{l} \alpha; \alpha = \frac{V^2 \lg V}{\lg V - V}$ $R_A = R_B = \frac{EI}{l^2} \alpha$
4		$M_A = \frac{3 EI}{l^2} + \frac{1}{5} N$ $R_A = R_B = \frac{3 EI}{l^3} + 1,2 \frac{N}{l}$	$M_A = \frac{EI}{l^2} \alpha$ $R_A = R_B = \frac{EI}{l^3} \gamma; \gamma = \frac{V^3}{\lg V - V}$
5		$M_A = M_B = -\frac{ql^2}{12} \left(1 - \frac{Nl^2}{60 EI}\right)$ $R_A = R_B = \frac{ql}{2}$ $M_C = \frac{ql^2}{24} \left(1 - \frac{2}{240} \frac{Nl^2}{EI}\right)$	$M_A = M_B = -\frac{ql^2}{4(\alpha + \beta)}$ $R_A = R_B = \frac{ql}{2}$
6		$M_A = \frac{ql^2}{8} \left(1 - \frac{Nl^2}{20 EI}\right)$ $R_A = \frac{ql}{2} + \frac{ql}{8} \left(1 - \frac{Nl^2}{20 EI}\right)$ $R_B = \frac{ql}{2} - \frac{ql}{8} \left(1 - \frac{Nl^2}{20 EI}\right)$	

В табл. 1 приведены также точные значения опорных моментов и реакций балок, заделанных одним и обоими концами. Эти коэффициенты взяты в основном из работы В. В. Корноухова (см. выше) и частично вычислены автором.

Чрезвычайно интересно отметить, что приближенные значения коэффициентов представляют собой не что иное, как первые два члена разложения их точных значений в ряд Маклорена по степеням $v = l \sqrt{\frac{N}{EI}}$. Одни первые члены разложения дают

обычные коэффициенты метода деформаций для расчета рам без учета влияния продольных сил.

Величина продольных сил должна быть известна и определяется обычным методом расчета рамы. После учета влияния нормальных сил последние могут быть исправлены, после чего весь расчет производится вторично. Такой метод последовательных приближений при точном учете влияния продольных сил должен в конце концов привести к достаточно точным результатам, на что указывает и Н. В. Корноухов. При приближенном учете влияния продольных сил нецелесообразно уточнять полученные обычным расчетом значения продольных сил, и расчет, таким образом, получается очень простым.

Расчетные продольные силы должны быть умножены на коэффициент запаса, так как учет влияния продольных сил производится для разрушающего состояния. В качестве коэффициента запаса для продольных сил следует принимать не отношение предела текучести к допускаемому напряжению, а несколько большую величину, так как потеря устойчивости сжатых элементов должна быть отнесена к категории хрупких разрушений, являющихся наиболее опасными и нежелательными. Ввиду отсутствия специальных исследований, запас прочности для нормальных сил можно пока принимать равным трем.

Пример. Расчет гибкой рамы с шарнирным опиранием стоек (рис. 5)¹. Сечения всех элементов

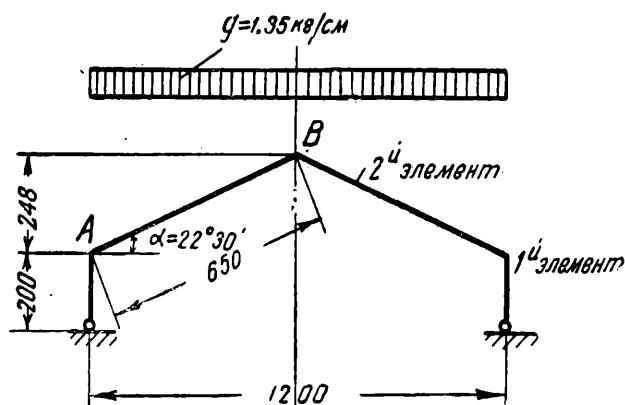


Рис. 5

одинаковы. Площадь сечения $F = 20,75 \text{ см}^2$. Момент инерции $I = 260 \text{ см}^4$. Модуль упругости $E = 2100000 \text{ кг/см}^2$. Нагрузка — вертикальная, равномерно распределенная по всему ригелю: $q = 1,35 \text{ кг/пог.см}$ горизонтальной проекции ригеля.

1. Расчет без учета влияния продольных сил. Рассчитываем предварительно раму обычным способом без учета влияния продольных сил на изгиб стержней рамы. Имея в виду дальнейшее использование расчета, ведем его методом деформаций.

Вводим закрепления против поворота узлов и смещений. Вследствие симметрии рамы и нагрузки коньковый узел не поворачивается, и можно рассматривать одну половину рамы. При линейном смещении узла A на единицу по горизонтали узел B смещается вертикально на величину $\frac{1}{\tan \alpha}$. Комбина-

цию этих линейных смещений принимаем за одно обобщенное неизвестное. Другим неизвестным будет угол поворота узла A.

При повороте узла A на единицу возникает эпюра моментов, показанная на рис. 6.

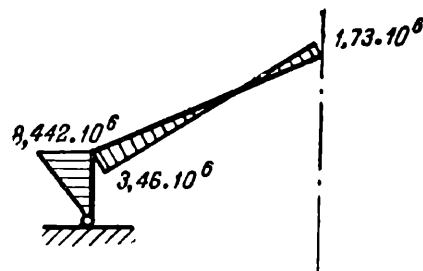


Рис. 6

Определяем усилия в раме от горизонтального смещения узла A на единицу. Вследствие нерастяжимости второго элемента, зависимость между горизонтальным смещением узла A, равным единице, и вертикальным смещением узла B — Δ будет (рис. 7):

$$1 \cos \alpha = \Delta \sin \alpha, \quad \Delta = \operatorname{ctg} \alpha = \frac{1}{0,414},$$

отсюда

$$\delta_2 = 1 \cdot \sin \alpha + \Delta \cos \alpha = 1 \left(\sin \alpha + \frac{\cos \alpha}{\tan \alpha} \right) = \frac{1}{\sin \alpha} = \frac{1}{0,383}$$

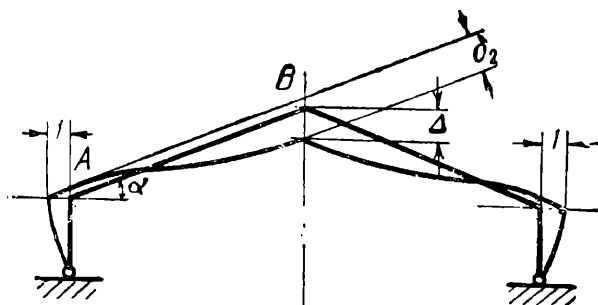


Рис. 7

Эпюра моментов от линейных смещений показана на рис. 8. Поперечные силы при этой эпюре будут равны:

$$Q_1 = \frac{42210}{200} = 211 \text{ кг};$$

$$Q_2 = \frac{41640}{650} = 64,1 \text{ кг}.$$

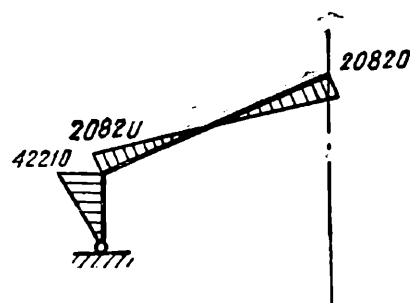


Рис. 8

Влияние внешней нагрузки выражается эпюрой M, показанной на рис. 9. Вертикальные реакции от нагрузки q:

$V_A = V_B = 1,35 \cdot 300 = 405 \text{ кг}$. Система уравнений для определения неизвестных: угла поворота узла

¹ Рама конструкции инж. Адоратского. Пример взят из практики.

$A - \varphi$ и горизонтального смещения узла $A - \delta$ будет:

$$\begin{aligned} r_{11}\varphi + r_{12}\delta + r_{1q} &= 0, \\ r_{21}\varphi + r_{22}\delta + r_{2q} &= 0. \end{aligned} \quad (22)$$

Значения коэффициентов этой системы таковы:

$$r_{11} = (8,442 + 3,46) \cdot 10^6 = 11,90 \cdot 10^6$$

$$r_{12} = 42\,210 - 20\,820 = 21\,390$$

$$r_{22} = 211 + \frac{64,1}{0,383} = 378$$

$$r_{1q} = -40\,500$$

$$r_{2q} = -\Delta \cdot V_B = -\frac{405}{0,414} = -979.$$

Решая систему уравнения (22), найдем, что $\varphi = -0,001387$, $\delta = 2,665$.

Умножая единичные эпюры моментов на полученные значения φ и δ , и складывая их с эпюрой от внешней нагрузки, получим окончательную эпюру (рис. 10.)

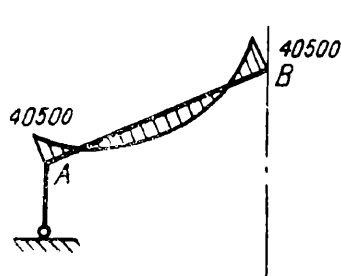


Рис. 9.

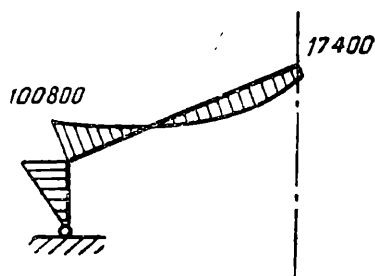


Рис. 10

Распор рамы $H = \frac{100\,800}{200} = 504$ кг. Продольные силы:

$$N_1 = -810 \text{ кг}, \quad N_2 = -775 \text{ кг}.$$

2. Расчет с учетом влияния продольных сил на прогибы стержней. Умножаем полученные в предыдущем расчете значения продольных сил на коэффициент запаса $k=3$. Получим их предельные значения, при которых может произойти разрушение рамы:

$$\bar{N}_1 = -3 \cdot 810 = -2\,430 \text{ кг},$$

$$\bar{N}_2 = -3 \cdot 775 = -2\,325 \text{ кг}.$$

Вычисляем:

$$\bar{N}_1 l_1 = -486\,000, \quad \bar{N}_2 l_2 = -1\,511\,000.$$

$$\frac{\bar{N}_1}{l_1} = -12,15, \quad \frac{\bar{N}_2}{l_2} = -3,58.$$

Строим эпюры моментов от единичных перемещений, исправленные на влияние продольных сил согласно табл. 1.

Влияние поворота узла A на угол, равный единице:

$$8,442 \cdot 10^6 + \frac{1}{5} \bar{N}_1 l_1 = 8,345 \cdot 10^6$$

$$3,46 \cdot 10^6 + \frac{2}{15} \bar{N}_2 l_2 = 3,258 \cdot 10^6$$

$$1,73 \cdot 10^6 - \frac{1}{30} \bar{N}_2 l_2 = 1,78 \cdot 10^6.$$

Эпюра моментов дана на рис. 11. Поперечная сила в стойке равна 41 724 (см. ниже значение момента от линейного смещения узлов, равное ей согласно теореме о взаимности реакций).

Влияние единичного линейного смещения узлов

$$42\,210 - \frac{1}{5} \bar{N}_1 = 41\,724$$

$$20\,820 - \frac{1}{10} \bar{N}_2 = 20\,590.$$

Эпюра моментов дана на рис. 12. Поперечные силы:

$$Q_1 = 211 - 1,2 \frac{\bar{N}_1}{l_1} = 196,4$$

$$Q_2 = 64,1 - 1,2 \frac{\bar{N}_2}{l_2} = 59,8.$$

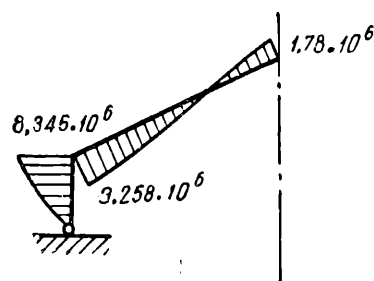


Рис. 11

Влияние внешней нагрузки (рис. 13)

$$40\,500 \left(1 - \frac{\bar{N}_2 l_2^2}{60 EI}\right) = 40\,500 (1 + 0,0279) = 41\,600.$$

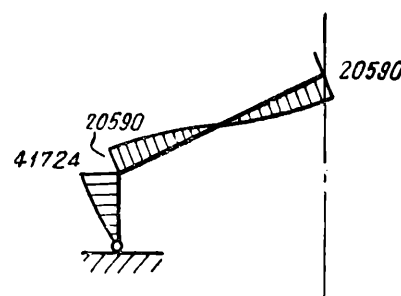


Рис. 12

Коэффициенты канонических уравнений:

$$r_{11} = (8,345 + 3,258) \cdot 10^6 = 11,603 \cdot 10^6;$$

$$r_{1q} = -41\,600$$

$$r_{12} = 41\,724 - 20\,590 = 21\,134; \quad r_{2q} = -979$$

$$r_{22} = 196,4 + \frac{59,8}{0,383} = 352,4.$$

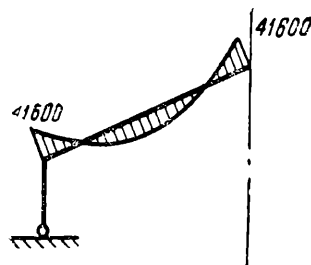


Рис. 13

Решая канонические уравнения (22) с новыми коэффициентами, получим:

$$\varphi = -0,001645 \quad \delta = 2,875.$$

Окончательная эпюра моментов представлена на рис. 14.

Для определения распора суммируем поперечные силы, возникающие в стойке от смещений и поворота узлов:

$$H = -41\,724 \cdot 0,001645 + 196,4 \cdot 2,875 = 496,4.$$

Величина распора уменьшилась лишь незначительно (на 2%), поэтому принятые в расчете значения продольных сил можно считать за окончательные. Увеличение максимального момента при учете влияния продольных сил равно 5%. Это говорит о том,

что принятые размеры обеспечивают достаточную жесткость конструкции, несмотря на повышенную гибкость сжатых элементов (для ригеля гибкость $\lambda = l_2 \sqrt{\frac{F}{I}} = 181$ против 120, допустимой по нормам).

В качестве второго примера дадим расчет устойчивости рамы, изображенной на рис. 15.

Вводим обозначения:

$$\frac{I_B h}{I_A l} = \kappa; \quad \frac{P l^2}{EI} = p.$$

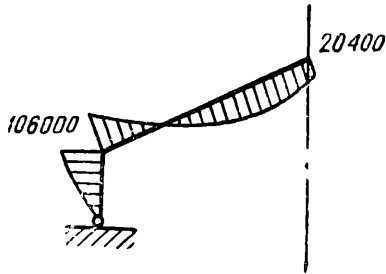


Рис. 14

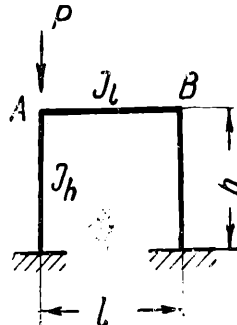


Рис. 15

Канонические уравнения метода деформаций будут:

$$\left(4 - \frac{2}{15} p + 4 \kappa\right) \varphi_A + 2 \kappa \varphi_B + \left(-6 + \frac{1}{10} p\right) \frac{\delta}{h} = 0$$

$$2 \kappa \varphi_A + (4 \kappa + 4) \varphi_B - 6 \frac{\delta}{h} = 0$$

$$\left(-6 + \frac{1}{10} p\right) \varphi_A - 6 \varphi_B + (24 + 1,2 p) \frac{\delta}{h} = 0.$$

Здесь φ_A , φ_B и δ — неизвестные углы поворота узлов А и В и горизонтальное смещение ригеля рамы. Условие для критического состояния будет:

$$\begin{vmatrix} 4 - \frac{2}{15} p + 4 \kappa & 2 \kappa & -6 + \frac{1}{10} p \\ 2 \kappa & 4 \kappa + 4 & -6 \\ -6 + \frac{1}{10} p & -6 & 24 + 1,2 p \end{vmatrix} = 0$$

Раскрыв детерминант, получим квадратное уравнение для p . При $\kappa=1$ имеем:

$$1008 - 85,6 p + 1,2 p^2 = 0.$$

Откуда

$$p = 14,875.$$

У Корноухова (см. выше) дано точное решение этого же примера:

$$p = 3,8^3 = 14,44.$$

Таким образом, и критическая нагрузка предлагаемым методом определена довольно точно. Следует указать, что в рамках без смещения узлов точность определения критической нагрузки данным методом не всегда удовлетворительна.

Некоторые случаи изгиба треугольной ортотропной пластинки

Е. Ф. Бурмистров

В настоящей статье дается приближенное решение задачи об изгибе под действием равномерно распределенной нагрузки ортотропной пластинки в виде прямоугольного и равностороннего треугольника. Все три стороны пластинки предполагаются заделанными.

1. Задача об изгибе ортотропной пластинки равносильна задаче отыскания функции $w(x, y)$ (прогиб срединной плоскости пластинки), удовлетворяющей граничным условиям и сообщающей минимальное значение выражению¹:

$$U = \frac{1}{2} \iint \left[D_1 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + 2 D_1 \nu_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + D_2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 4 D_\kappa \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dx dy - \iint q w dx dy, \quad (1)$$

Здесь:

D_1 , D_2 — жесткости изгиба,

D_κ — жесткость кручения, ν_2 — коэффициент Пуассона,

q — нагрузка на единицу площади пластинки².

Эту задачу мы решаем приближенно методом Ритца, идея которого состоит в следующем.

Функция $W(x, y)$ разыскивается так:

$$W = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N A_{mn} W_{mn}(x, y). \quad (2)$$

В этом выражении $W_{mn}(x, y)$ — функция двух переменных, зависящая от двух параметров m , n . Она подбирается таким образом, чтобы удовлетворялись условия на границе. В результате подстановки в уравнение (1) выражения для прогиба W (2), получим полином второй степени относительно коэффициентов A_{mn} . Далее разыскиваем минимум этого полинома. Получив систему уравнений, из которой определим A_{mn} , задачу можем считать решенной.

В обоих случаях решение задачи мы даем в первом приближении.

2. Рассмотрим ортотропную пластинку в форме прямоугольного треугольника, у которой главные направления упругости³ направлены по катетам (рис. 1).

Введем обозначения: a , b — длины катетов, $c = \frac{a}{b}$, q — нагрузка на единицу площади, h — толщина пластинки.

¹ Трефты, Математическая теория упругости. ОНТИ ГТТИ, 1934, стр. 74—80.

² Лехницкий С. Г., Устойчивость анизотропных пластинок. Гостехиздат, 1943, стр. 14.

³ Лехницкий С. Г., Устойчивость анизотропных пластинок. Гостехиздат, 1943, стр. 10.

Граничные условия в данном случае представляются в виде: на стороне OA , т. е. при $y = 0$

$$W = 0, \frac{\partial w}{\partial y} = 0;$$

на стороне OB при $x = 0$

$$W = 0, \frac{\partial w}{\partial x} = 0;$$

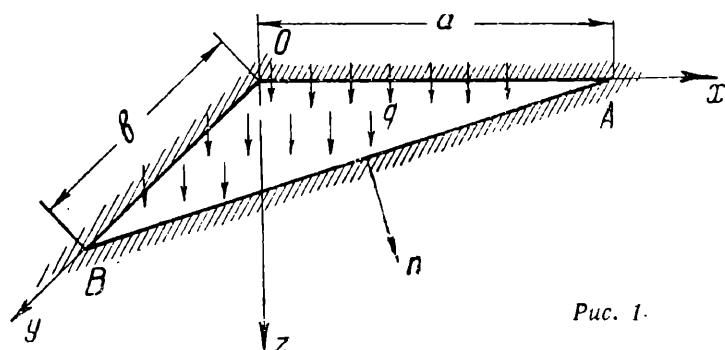


Рис. 1.

на стороне AB

$$W = 0, \frac{dw}{dn} = \frac{\partial w}{\partial x} \cos(n, x) + \frac{\partial w}{\partial y} \cos(n, y) = 0.$$

Выражение для прогиба срединной плоскости, удовлетворяющее условиям на сторонах, возьмем в виде:

$$W = Ax^2y^3 \left(\frac{x}{a} + \frac{y}{b} - 1 \right)^2.$$

Подставляя в (1), получим:

$$U = \frac{A^2}{2} \frac{a^3b^3}{1575} \left(\frac{D_1}{c^3} + D_2C^2 + D_3 \right) - Aq \frac{a^3b^3}{5040}.$$

Ищем минимум U , приравнявая $\frac{\partial U}{\partial A}$ нулю. Находим:

$$A = \frac{0,3125 q}{\frac{D_1}{c^3} + D_2C^2 + D_3}, \quad (4)$$

$$W = \frac{0,3125 q}{\frac{D_1}{c^3} + D_2C^2 + D_3} x^2y^3 \left(\frac{x}{a} + \frac{y}{b} - 1 \right)^2. \quad (5)$$

Максимальный прогиб f получится в центре тяжести площади треугольника, т. е. при $x = \frac{a}{3}$, $y = \frac{b}{3}$:

$$f = \frac{0,000429}{D_2C^4 + D_3C^3 + D_1} qa^4. \quad (6)$$

В частном случае для изотропной пластинки

$$D_1 = D_2 = D_3 = D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)},$$

$$W = \frac{0,3125 q}{D \left(\frac{1}{C^3} + C^2 + 1 \right)} x^2y^3 \left(\frac{x}{a} + \frac{y}{b} - 1 \right)^2.$$

Наибольший прогиб в данном случае определяется по формуле:

$$f = \frac{0,000429}{D(C^4 + C^2 + 1)} qa^4. \quad (*)$$

3. Рассмотрим пластинку в форме равностороннего треугольника (рис. 2), у которой главные направления параллельны и перпендикулярны одной из осей симметрии треугольника (принятой за ось y).

Обозначим сторону через a .

Граничные условия сводятся к следующим: на стороне AB , т. е. при $y = 0$,

$$W = 0, \frac{\partial w}{\partial y} = 0.$$

На стороне BC

$$W = 0, \frac{dw}{dn} = \frac{\partial w}{\partial x} \cos(n, x) + \frac{\partial w}{\partial y} \cos(n, y) = 0;$$

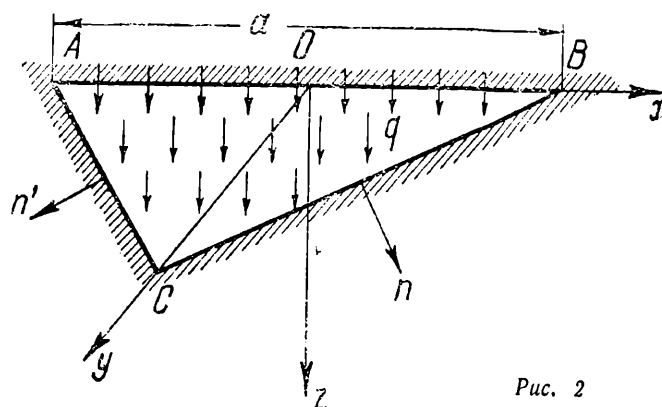


Рис. 2

на стороне AC

$$W = 0, \frac{dw}{dn^1} = \frac{\partial w}{\partial x} \cos(n^1, x) + \frac{\partial w}{\partial y} \cos(n^1, y) = 0.$$

Всем этим условиям удовлетворим, если возьмем прогиб срединной плоскости в виде:

$$W = Ay^2 \left[\left(\frac{2y}{a\sqrt{3}} - 1 \right)^2 - \frac{4x^2}{a^2} \right]^2.$$

Подставляя в (1) и выполняя интегрирование, получим:

$$U = \frac{4\sqrt{3}}{175} A^2 a^2 (D_1 + D_2 + 0,667 D_3) = \frac{\sqrt{3}}{840} A q a^4.$$

Откуда, беря производную от U по A и приравнявая нулю, находим:

$$A = \frac{5}{192} q a^2 \frac{1}{D_1 + D_2 + 0,667 D_3}; \quad (8)$$

$$W = \frac{5}{192} q a^2 \frac{y^2}{D_1 + D_2 + 0,667 D_3} \cdot \left[\left(\frac{2y}{a\sqrt{3}} - 1 \right)^2 - \frac{4x^2}{a^2} \right]^2. \quad (9)$$

Наибольший прогиб f получается в центре тяжести, т. е. в точке $x = 0$, $y = \frac{a\sqrt{3}}{6}$

$$f = \frac{0,000427}{D_1 + D_2 + 0,667 D_3} q a^4. \quad (10)$$

Для пластинки, изготовленной из изотропного материала, получим из (9) и (10):

$$W = \frac{5}{512 D} q a^2 y^2 \left[\left(\frac{2y}{a\sqrt{3}} - 1 \right)^2 - \frac{4x^2}{a^2} \right]^2,$$

$$f = 0,00016 \frac{q a^4}{D}.$$

4. Для изотропной пластинки в форме прямоугольного равнобедренного треугольника, свободно опирающегося всем своим периметром и несущего равномерно распределенную нагрузку q , А. Надаи вывел приближенную формулу¹ для максимального прогиба:

$$f = 0,00068 \frac{q a^4}{D}. \quad (11)$$

Для такой же пластинки с заделанными сторонами получаем на основании формулы (*):

$$f = 0,000143 \frac{q a^4}{D}. \quad (12)$$

Сравнивая формулы (11) и (12), находим, что наибольший прогиб пластинки с опирающимися сторонами в 4,8 раза превосходит наибольший прогиб пластинки со всеми заделанными сторонами.

¹ Феппель, Сила и деформация. ч. I. ГТТИ, 1933, стр. 240.

Какими должны быть мощные стальные конструкции¹

Инж. Н. В. Морозов
(Член Общества строителей)

В Советском Союзе все больше и больше применяются мощные стальные конструкции, не менее мощные, чем, например, американские. Строительство мостов, заводских цехов, наконец, сооружение Дворца Советов ставят на повестку дня вопрос о создании таких конструкций, каких еще не было до сих пор в мировой практике.

На рис. 1 приведено сечение колонны основного каркаса высотной части Дворца Советов. Грандиозные размеры приобретают и другие элементы конструкции каркаса (башмаки, распорные кольца и т. д.).

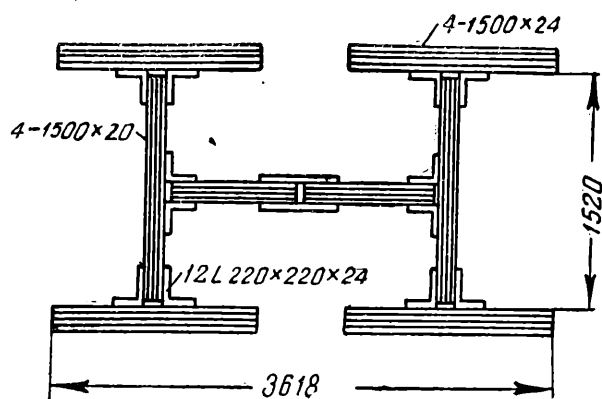


Рис. 1

Мощные сечения колонн, состоящих из пакетов листов, соединенных между собой заклепками или сваркой, обладают однако рядом недостатков: 1) большими общими габаритами; 2) большой толщиной заклепки или сварки, в особенности в стенках и в узлах; 3) недостаточной местной устойчивостью элементов сечения, для чего приходится ставить дополнительно уголки жесткости; 4) наличием неплотностей между листами пакетов, создающих возможность возникновения очагов коррозии и, следовательно, снижающих долговечность конструкции; 5) большой трудоемкостью, дороговизной и сложностью изготовления.

Все это говорит о том, что если для обычных конструкций принцип составных сечений может быть признан оптимальным, то для мощных сечений механическое применение этого принципа едва ли даст простейшее решение. Такие конструкции перерастают обычные рамки и требуют пересмотра существующих принципов.

¹ Настоящей статьей автор хотел привлечь внимание специалистов — строителей и металлургов — к дальнейшему изучению методики проектирования металлических конструкций больших сечений. Приводимые схемы узлов каркаса Дворца Советов соответствуют лишь одному из этапов проектирования этого каркаса и поэтому не могут считаться окончательными. Сейчас ведутся дальнейшие поиски наилучшего решения каркаса Дворца Советов. — Н. М.

На рис. 2 показано сечение той же мощности, как и на рис. 1, для колонны основного каркаса Дворца Советов. Сечение представляет здесь замкнутую коробку со средней стенкой — диафрагмой, что дает наилучший вариант для несущей конструкции. Преимущества его следующие:

1. Меньшие общие габариты колонны.
2. Отсутствие клепки больших пакетов.
3. Увеличение устойчивости сечения в целом, как замкнутого, а также отдельных его частей.
4. Большая устойчивость против коррозии.
5. Значительное упрощение общей технологии изготовления конструкций.

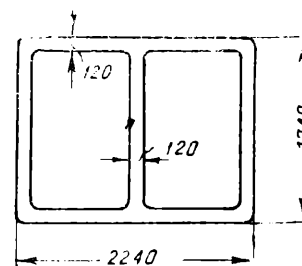


Рис. 2

Достоинство литых конструкций заключается именно в том, что металл не приходится сначала дробить на мелкие профили, а затем соединять последние в мощные пакеты. Отпадают следующие процессы, неизбежные в клепаных или сварных конструкциях: отливка болванок, прокат и изготовление монтажных элементов на заводах из отдельных профилей. В результате упрощения технологии не требуются длительные перевозки, неизбежные для обычных металлических конструкций — от прокатных заводов до заводов, изготавливающих и обрабатывающих эти конструкции. Такие крупные заводы как Новокраматорский и Уралмаш, имеющие рядом со сталелитейными цехами мощные цехи механической обработки, могут выдавать литые конструкции непосредственно на монтаж.

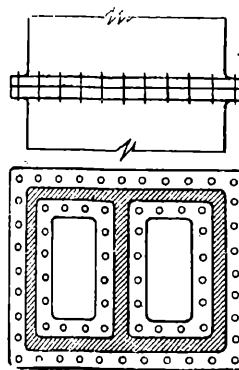


Рис. 3

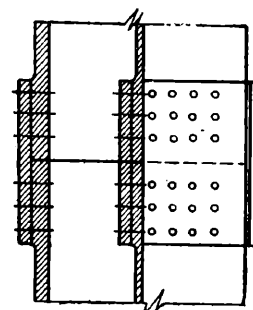
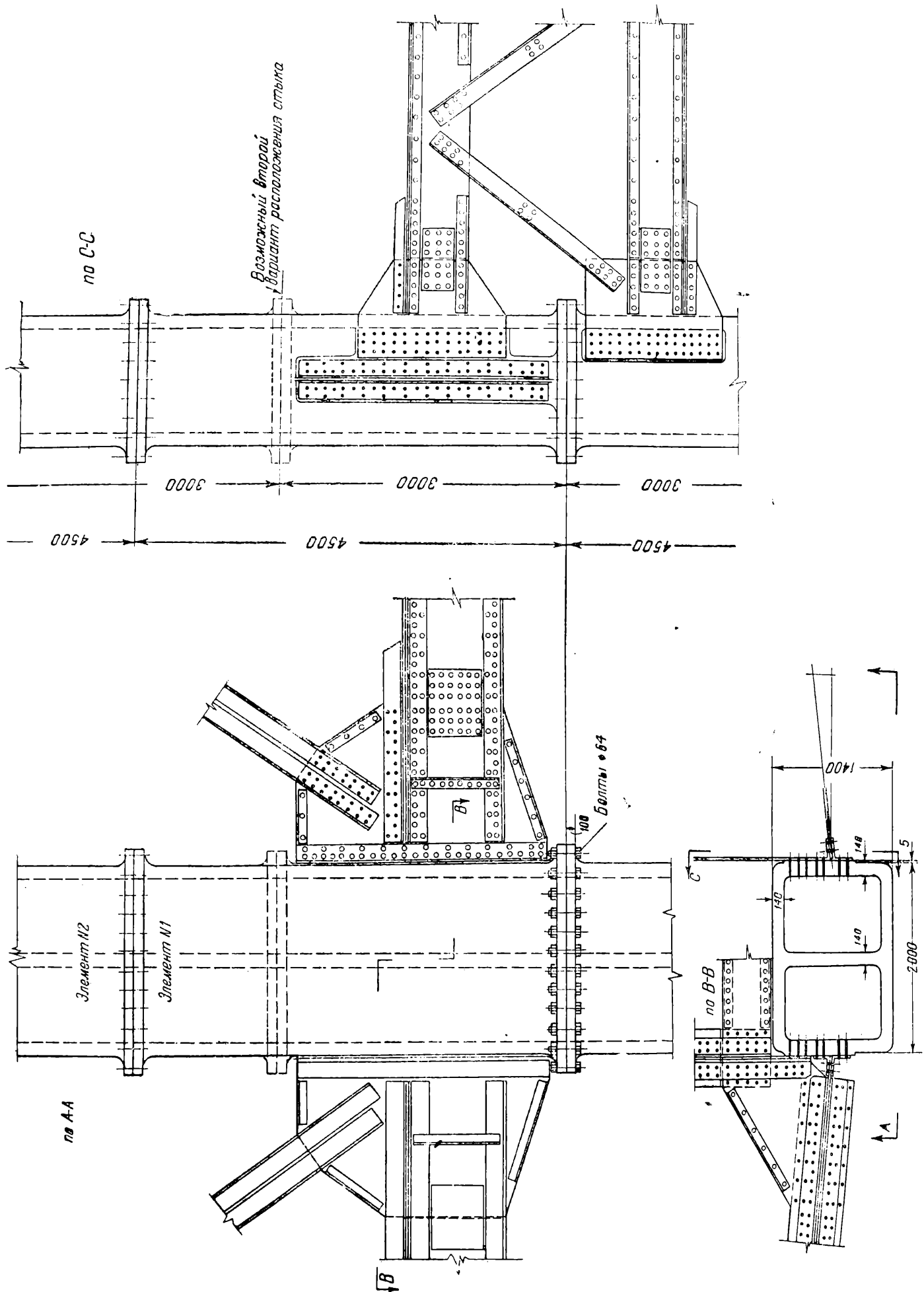


Рис. 4

Упрощение технологии, безусловно, скажется и на уменьшении стоимости литых конструкций по сравнению с клепаными. Современные преysкурантные цены не могут приниматься для подсчетов стоимости



литья, поскольку они рассчитаны на выполнение единичных заказов, весьма небольших по объему. При массовом изготовлении стоимость литых конструкций должна быть значительно ниже, чем клепаных или сварных.

6. Значительное упрощение стыков отдельных литых блоков.

Как пример простейшего решения можно привести стык сжатой стойки, осуществленного на фланцах (рис. 3). Торцы таких блоков строгаются или фрезеруются. Скрепление отдельных блоков в стыках производится на болтах. Благодаря этому конструктивному решению сечение колонны — бруто целиком участвует в работе.

Стыки растянутых элементов могут быть решены способом, изображенным на рис. 4. В месте ослабления сечения делается утолщение в литье. Плоскости примыкания накладок пристрагиваются. Таким образом, на всем протяжении элемента расчетная площадь сечения остается постоянной.

На рис. 5 показан эскиз типового узла основного каркаса Дворца Советов с применением литых колонн (см. стр. 66).

7. Большие преимущества литых конструкций в отдельных узлах сложного каркаса, где, ввиду особенностей технологии клепаных конструкций, приходится увеличивать их габариты и тем нерационально расходовать металл.

Примером может служить конструкция верхнего распорного кольца в основном каркасе Дворца Советов. На рис. 6 схематично показан вариант кольца, решенного в виде отдельных клепаных металлических колец. Так как толщина пакетов лимитировалась длиной заклепок, площадь требуемого сечения кольца пришлось распределить как между основными колоннами, так и вне их.

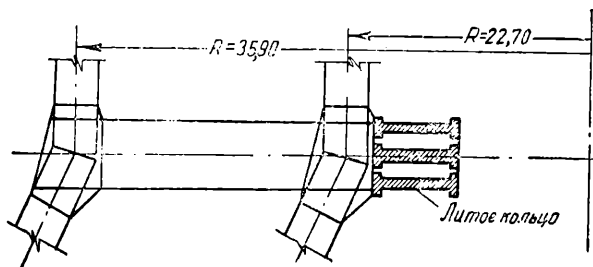


Рис. 6

На рис. 7 схематично показана та же конструкция, запроектированная из литых элементов, толщина которых не лимитировалась пределом клепки. Все сечение выполнено из отдельных литых блоков и сосредоточено в его центральной части, что снизило затраты металла почти на 50% по сравнению с весом, необходимым при выполнении клепаного кольца. Значительно упрощается монтаж и ускоряется процесс сборки.

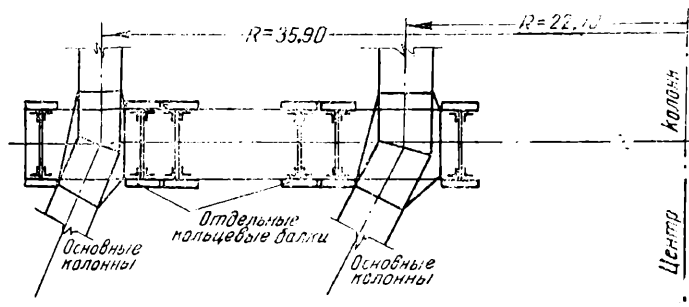


Рис. 7

Упрощаются также башмаки под мощными колоннами. В качестве примера можно привести опорные плиты под колоннами основного каркаса Дворца Советов, выполненные из литой стали (рис. 8).

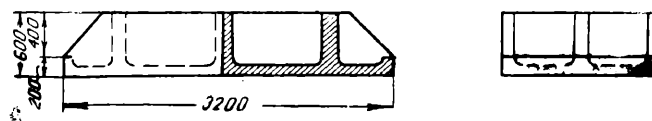


Рис. 8

Возражения, указывающие на трудность отливки таких конструкций без дефектов, неубедительны, учитывая достижения современной металлургии. Достаточно указать, что многие детали машин — турбин, цилиндров и др., подверженные динамической нагрузке, выполняются из литой стали.

Создание достаточно больших прибылей при литье почти уничтожает внутренние раковины и пустоты.

Все это достаточно убедительно подтверждается опытом изготовления опорных плит под колонны основного каркаса Дворца Советов. Продольный и поперечные разрезы плиты, произведенные на Ново-Краматорском заводе, показали отсутствие каких-либо внутренних пороков. Небольшие поверхностные раковины и трещины носят местный характер и легко устранимы.

Температурные напряжения, возникающие при остывании, уничтожаются последующей термической обработкой.

Качество литья может контролироваться современными способами — рентгенологией, радиологией и др.

Сооружение современных металлических конструкций столь необычных мощных сечений может быть прекрасно осуществлено при помощи стального литья. Это ставит перед металлургией новые задачи, решение которых открывает большие возможности в области строительства тяжелых конструкций.

Планирующие организации должны учесть расширение этого вида производства, которое даст экономически выгодное решение новых задач строительной техники.

Расчет диффузии углерода в стали

В. Ф. Копытов

(Член Общества кузнецов и штамповщиков)

Почти при всех процессах, связанных с нагревом стали, происходит диффузия углерода в поверхностном слое изделий. Углерод стали реагирует с атмосферой печи и сталь обезуглероживается или науглероживается. В литературе опубликовано много опытных данных о действии различных газов в этом отношении на сталь.

Диффузия углерода стали зависит от многих условий: состава атмосферы печи, температуры, времени выдержки изделия в печи и состава металла. Поэтому трудно использовать данные опытов об обезуглероживании или науглероживании стали, полученные в одних условиях, применительно к другим. Желательно установить зависимость между переменными, влияющими на диффузию углерода, чтобы применить расчетные методы для суждения о действии газов на диффузию углерода стали.

Для случаев безокислительного нагрева стали, например при нагреве в защитных газах и при газовой цементации, диффузия углерода в поверхностном слое изделий поддается расчету. При высоких температурах углерод с железом образуют гомогенный твердый раствор. Для количественных расчетов по диффузии углерода в этом растворе при цементации и обезуглероживании стали в печах, заполненных газами, не окисляющими ее, можно применить закон Фика (1855 г.): количество вещества, диффундирующего в единицу времени через единицу площади, пропорционально градиенту концентрации этого вещества.

Закон Фика выражается уравнением:

$$\frac{ds}{dt} = D \frac{dc}{dx}, \quad (1)$$

где

ds — количество продиффундировавшего вещества,
 dt — время,

$\frac{dc}{dx}$ — градиент концентрации,

$D \frac{см^2}{сек}$ — коэффициент диффузии.

Скорость изменения концентрации в любой точке изделия:

$$\frac{dc}{dt} = D \frac{d^2c}{dx^2}. \quad (2)$$

Уравнение диффузии подобно уравнению теплопроводности Фурье (1822 г.), часто используемому в теплотехнических расчетах по печам, решается в общем виде следующим образом.

Примем, что:

1) стальная пластина подвергается науглероживанию или обезуглероживанию с поверхности, причем происходит диффузия углерода внутри пластины; пластина имеет бесконечную толщину;

2) начальная концентрация углерода — c_0 , углерод распределен по пластине равномерно;

3) концентрация углерода на поверхности пластины — c_1 — постоянна; концентрация углерода

на поверхности установилась сразу после начала процесса;

4) коэффициент диффузии — величина постоянная и при заданной температуре не зависит от концентрации углерода.

Решая уравнение (2), получим

$$C = A + Bx + F \cdot f\left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right). \quad (3)$$

Граничные условия, которым должно удовлетворять решение, таковы:

$$\text{при } t=0 \quad \text{и } X=0 \quad C=A=C_0$$

$$\text{при } t=t \quad \text{и } X=0 \quad C=A=C_1$$

$$\text{при } t=t \quad \text{и } X=X \quad \frac{x}{2\sqrt{Dt}} = \infty;$$

$$f\left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right) = 1$$

следовательно: $C = A + Bx + F = C_1$, но так как C_0 не зависит от x , то B должно быть равно нулю. Тогда:

$$C = A + F = C_0.$$

Подставляя значение $A = C_1$, получим:

$$C_1 + F = C_0,$$

откуда

$$F = C_0 - C_1.$$

Таким образом, уравнение (3) примет вид:

$$C = C_1 + (C_0 - C_1) \cdot f\left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right), \quad (4)$$

где C — концентрация углерода на расстоянии x см от поверхности пластины при заданном времени t сек.

Преобразуя уравнение (4), получим:

$$\frac{C - C_0}{C_1 - C_0} = 1 - f.$$

$$\cdot \left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right),$$

где $f\left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right)$ — интеграл ошибок Гаусса. Значения этой функции имеются в справочниках по математике и приведены на рис. 1.

Сделанные допущения при решении уравнения в практических условиях цементации и обезуглероживания изделий выполняются следующим образом.

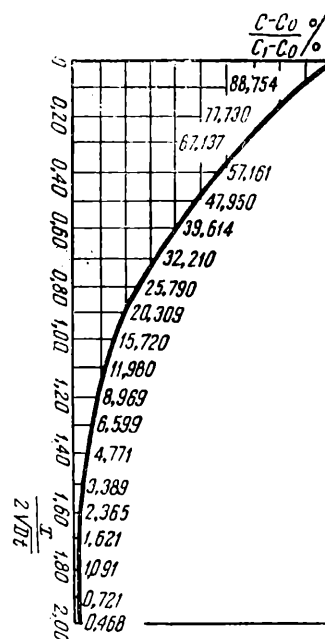


Рис. 1. Распределение концентрации углерода в поверхностном слое стали

Ввиду сравнительно малой скорости процесса диффузии углерода, значительные изменения его концентрации происходят только в поверхностном слое изделия. Поэтому уравнение (4), выведенное для бесконечно толстой пластины, верно почти для всех случаев практики. Его нельзя использовать лишь для тонких изделий и большого времени выдержки, когда значительные изменения концентрации углерода происходят по всей толщине металла. Область применения уравнения (4) ограничивается условием:

$$\frac{2a}{2\sqrt{Dt}} \geq 0,6,$$

где $2a$ — толщина пластины.

Величина C_1 при цементации берется по диаграмме железо — углерод на линии A_{cm} (рис. 2). При обезуглероживании значение величины C_1 зависит от состава обезуглероживающего газа и температуры нагрева изделия. Если газ, например, влажный водород, полностью обезуглероживает сталь,

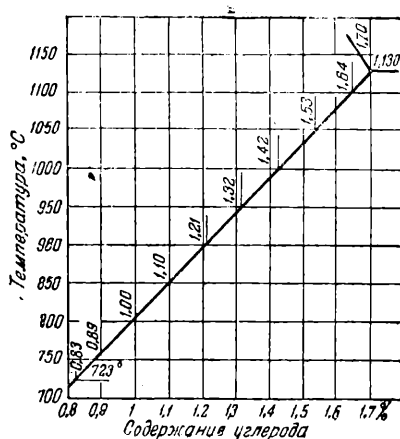


Рис. 2. Предельная растворимость углерода в железе

то $C_1 = 0$ и уравнение (4) будет иметь следующий вид:

$$C = C_0 \cdot f\left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right).$$

Нами принято, что концентрация углерода на поверхности C_1 устанавливается сразу в начале процесса. В действительности же это условие выполняется через несколько минут после начала процесса, поэтому время t , принимаемое в расчетах по уравнению (4), надо брать меньше времени пребывания изделия в печи, вычитая из него время на прогрев изделия и время на установление постоянной концентрации на поверхности. Их значения определяются опытом. Для цементации при температуре 930—950° время насыщения поверхности углеродом равно, примерно, 10 минутам.

На этом основывается действие прибора по определению характеристик защитных и цементирующих газов. В трубке, через которую пропускается газ, тонкая проволока нагревается электрическим током до температуры 950° и через 5—10 мин. устанавливается равновесие между газом и металлом. Содержание углерода в проволочке определяется измерением электросопротивления. Предполагается, что поступление углерода на поверхность или удаление его отсюда идет достаточно быстро и беспрепятственно, т. е. циркуляция цемен-

тирующего или обезуглероживающего газа достаточна, а поверхность металла чистая.

Коэффициент диффузии углерода зависит от температуры и концентрации углерода в стали. По данным Уэллс и Мейл (1), коэффициент диффузии углерода в сталях с содержанием углерода от 0,1 до 1% в пределах температур от 750 до 1250°C с точностью $\pm 10\%$ выражается формулой:

$$D_{C\gamma Fe} = \left\{ 0,07 + 0,06 [C] \right\} e^{\frac{-32000}{1,99 T}} \frac{cm^2}{сек},$$

где

$[C]\%$ — содержание углерода в стали,

$T^\circ K$ — температура,

32 000 кал — энергия активации диффузии на грамм-атом углерода,

$19,9 \frac{кал}{^\circ C \cdot моль}$ — газовая постоянная.

Изменение коэффициента диффузии углерода в стали в зависимости от температуры показано на рис. 3. При полном насыщении стали углеродом коэффициент его диффузии, примерно, в 1,8 раза больше, чем при насыщении, равном 10%. Этот

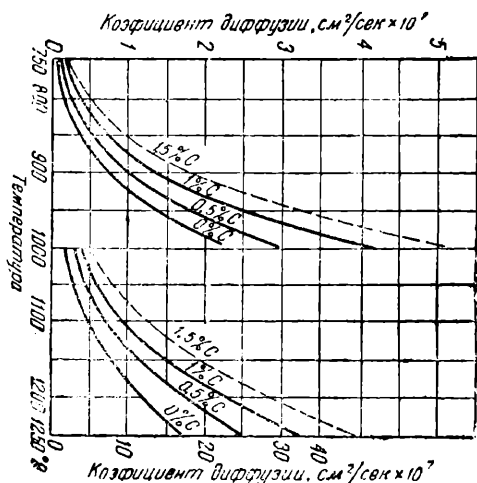


Рис. 3. Коэффициент диффузии углерода в стали

коэффициент не зависит от размера зерна стали. Например, скорость диффузии одинакова для сталей, имеющих 2 500—3 000 и 30 зерен/мм².

Коэффициент диффузии углерода не изменяется при изменении содержания примесей в стали в обычных пределах, при условии, что легирующие элементы не образуют стойких карбидов, нерастворимых в аустените. Например, примесь никеля до 1,9% и марганца до 2,5% на коэффициент диффузии не влияет.

Из уравнения (4) видно, что глубина диффузии углерода пропорциональна корню квадратному из времени.

При цементации глубина диффузии значительно увеличивается с повышением температуры, растет и содержание углерода в поверхностном слое вследствие увеличения растворимости углерода в аустените. Это обстоятельство используется в производстве изделий, цементацию которых ведут при температуре выше 1000° до более высокого содержания углерода, а затем понижают его концентрацию на поверхности путем диффузии отжигом, в атмосфере защитного газа или под медным покрытием.

По уравнению (4) можно определять концентрацию углерода в поверхностном слое при цементации, обезуглероживание и глубину науглероживания. При вычислениях следует: или принимать среднее значение коэффициента, или вначале взять его значение, соответствующее концентрации углерода на поверхности, принять, что коэффициент диффузии не зависит от концентрации, вычислить кривую градиента, а затем взять по ней действительные значения коэффициента диффузии и пересчитать кривую градиента концентрации углерода. При первом подсчете получим точные результаты лишь для слоя, близкого к поверхности изделия. По мере удаления от поверхности точность будет уменьшаться. При пересчете, приняв значение коэффициента диффузии более точно, ошибка уменьшается до 10%.

Гаррис (2) провел опыты цементации образцов восьми марок сталей (табл. 1). Цементация произ-

воляют производить расчеты по обезуглероживанию стали. Согласно опытам Гарриса, в расчетах при времени выдержки до 10 час. с достаточной для практики точностью можно принимать кривую градиента концентрации углерода при науглероживании или обезуглероживании за прямую линию. Строго говоря, при цементации концентрация углерода изменяется не по прямой линии, а в слое, близком к поверхности, концентрация повышенная. Объясняется это тем, что с увеличением концентрации углерода коэффициент диффузии растет.

При науглероживании и обезуглероживании тонких пластин или при длительном процессе, когда происходит значительное изменение концентрации углерода по всей толщине изделия, следует применять для определения концентраций и количества продиффундировавшего углерода функции, вычисленные Гребером (3) для расчетов по нагреву и охлаждению тел.

Анализ стали в опытах Гарриса

Таблица 1

Марка стали	C	Mn	Si	Ni	Cr	Mo
1020	0,18—0,23	0,3—0,5	—	—	—	—
8620	0,18—0,23	0,7—0,9	0,2—0,35	0,4—0,6	0,4—0,6	0,15—0,25
8720	0,18—0,23	0,7—0,9	0,2—0,35	0,4—0,6	0,4—0,6	0,2—0,3
4320	0,17—0,22	0,45—0,65	0,2—0,35	1,65—2	0,4—0,6	0,2—0,3
4620	0,17—0,22	0,45—0,65	0,2—0,35	1,65—2	—	0,2—0,3
3115	0,13—0,18	0,4—0,6	0,2—0,35	1,1—1,4	0,55—0,75	—
4820	0,18—0,23	0,5—0,7	0,2—0,35	3,25—3,75	—	0,2—0,3
2515	0,12—0,17	0,4—0,6	0,2—0,35	4,75—5,25	—	—

водилась при температуре 870, 900 и 925° в смеси природного газа и защитного газа, имеющего состав: 22,7% CO, 2,2% H₂ и 75,1% N₂. В опытах поддерживался режим, наиболее благоприятный для цементации; природный газ добавлялся в количестве, достаточном для цементации, но не избыточном, чтобы не было выделения сажи; отношение природного газа к защитному 8 : 55. По анализу слоев стружки была установлена величина максимально возможной глубины диффузии углерода при науглероживании в зависимости от времени и температуры (табл. 2).

Считая, что на поверхности концентрация углерода соответствует равновесным условиям между сталью и данным составом газа, концентрацию углерода в середине тела через t сек определим из уравнения:

$$C_{\text{сер}} = C + (C_0 - C_1) \cdot f\left(\frac{Dt}{a^2}\right).$$

Значения функции $f\left(\frac{Dt}{a^2}\right)$ приведены в табл. 3.

Потеря в весе углерода при обезуглероживании

Таблица 2

Максимальная глубина диффузии углерода при цементации и обезуглероживании в зависимости от температуры и времени, мм

Время, час	Температура °C										
	750	775	800	825	850	875	900	925	950	975	1000
1	0,184	0,225	0,272	0,326	0,388	0,458	0,538	0,625	0,726	0,835	0,956
2	0,260	0,319	0,385	0,461	0,550	0,650	0,762	0,886	1,060	1,177	1,348
3	0,318	0,390	0,472	0,564	0,672	0,794	0,934	1,083	1,256	1,445	1,654
4	0,368	0,450	0,544	0,652	0,776	0,916	1,076	1,250	1,452	1,670	1,912
5	0,411	0,503	0,607	0,729	0,868	1,025	1,205	1,400	1,626	1,870	2,141
6	0,451	0,552	0,666	0,800	0,951	1,122	1,318	1,531	1,779	2,046	2,342
7	0,487	0,596	0,719	0,863	1,028	1,214	1,326	1,656	1,924	2,213	2,583
8	0,520	0,638	0,770	0,922	1,110	1,300	1,524	1,772	2,120	2,354	2,696
9	0,552	0,675	0,816	0,978	1,164	1,374	1,614	1,875	2,178	2,505	2,868
10	0,582	0,712	0,861	1,031	1,227	1,448	1,704	1,976	2,296	2,643	3,023

Оказалось, что скорость диффузии углерода в стали указанных марок примерно одинакова.

По данным табл. 2 можно судить о ходе процесса науглероживания или обезуглероживания на практике. Они представляют глубину науглероживания стали при нормальных условиях работы и поз-

или увеличение в весе при науглероживании определяется по уравнению:

$$\frac{W}{W_1} = \Phi\left(\frac{Dt}{a^2}\right),$$

где

W — изменение в весе углерода за время t ,

W_1 — изменение в весе углерода за время, равное бесконечности. Значение функции $\phi\left(\frac{Dt}{a^2}\right)$ приведены в табл. 4.

Таблица 3
Концентрация углерода в середине изделия

$\frac{Dt}{a^2}$	0,01	0,05	0,10	0,25	0,50	1,0	2,5	5
$f\left(\frac{Dt}{a^2}\right)$	цилиндр	1,00	0,99	0,85	0,38	0,09	0,01	0
	пластина	—	1,00	0,95	—	0,37	0,11	—

Примечание. Значение функции

$$f\left(\frac{Dt}{a^2}\right)$$

для цилиндра диаметром $2a$ или бесконечной пластины толщиной $2a$.

Примеры расчетов по диффузии углерода

1. Плита с содержанием углерода $C_0 = 0,1\%$ цементируется газом при 1000° в течение 3 час. Рассчитать содержание углерода на расстоянии $0,5$ мм от поверхности.

Из диаграммы железо — углерод (рис. 2) имеем: $C_1 = 1,42\%$.

Пользуемся обозначениями, примененными при выводе уравнения (4):

$$C_0 = 0,1\%; \quad X = 0,05 \text{ см}; \quad t = 10\,800 \text{ сек}$$

$$D = \left\{ 0,07 + 0,06 [c] \right\} \cdot e^{\frac{-32000}{1,99 \cdot T}} =$$

$$= \left\{ 0,07 + 0,06 \cdot 1,42 \right\} e^{\frac{-32000}{1,99 \cdot 1273}} = 4,14 \cdot 10^{-7};$$

$$\frac{X}{2\sqrt{Dt}} = \frac{0,05}{2 \cdot \sqrt{4,14 \cdot 10^{-7} \cdot 10\,800}} = 0,38.$$

Из рис. 1 находим

$$\frac{C - C_0}{C_1 - C_0} = 0,59,$$

откуда:

$$C = 0,59(1,42 - 0,10) + 0,10 = 0,88\%.$$

2. Изделие из стали с содержанием углерода 1% находится 30 мин. в атмосфере влажного водорода при 1000° . Определить концентрацию углерода на расстоянии $0,1$ мм от поверхности.

$C_0 = 1\%$; $C_1 = 0$, так как влажный водород полностью обезуглероживает сталь:

$$D = \left\{ 0,07 + 0,06 [1] \right\} e^{\frac{-32000}{1,99 \cdot 1273}} =$$

$$= 0,13 \cdot e^{-12,38} = 3,49 \cdot 10^{-7}.$$

$$X = 0,01 \text{ см}, \quad t = 1\,800 \text{ сек}.$$

$$\frac{X}{2\sqrt{Dt}} = \frac{0,01}{2 \cdot \sqrt{3,49 \cdot 10^{-7} \cdot 1\,800}} = 0,2.$$

Из рис. 1 находим:

$$\frac{C - C_0}{C_1 - C_0} = \frac{C - 1}{0 - 1} = 0,78$$

$$C = 0,22\%.$$

Таблица 4

Изменение в весе углерода

$\frac{Dt}{a^2}$	0,005	0,01	0,02	0,03	0,05	0,1	0,15	0,2	0,3	0,4	0,6	0,8	1,2	2
$\frac{W}{W_1}$	цилиндр	0,157	0,216	0,300	0,360	0,453	0,606	0,709	0,781	0,878	0,932	0,978	0,993	0,999
	пластина	0,078	0,110	0,161	0,195	0,251	0,357	0,438	0,503	0,612	0,698	0,816	0,887	0,958

Примечание. Значение функции $\phi\left(\frac{Dt}{a^2}\right)$

для цилиндра диаметром $2a$ или бесконечной пластины толщиной $2a$.

Выводы

Для расчетов диффузии углерода в поверхностном слое стальных изделий при обезуглероживании и науглероживании поверхности в печах с безокислительной атмосферой можно пользоваться законом Фика.

Применение этого закона позволяет критически оценивать экспериментальные данные по диффузии углерода в поверхностном слое стали. Пользуясь расчетными данными, можно правильно оценивать получаемые на практике результаты процесса газовой цементации стали или данные об обезугле-

роживании в печах светлого отжига стальных изделий. Зная глубину обезуглероживания или науглероживания стали за данное время, нетрудно определить эти величины при изменении времени выдержки стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. C. Wells u R. Mehl, Rate of diffusion of carbon in austenite in plain carbon, in nickel and in manganese steels, — „Tr. ASME“, 140 (1940), p. 279.
2. F. E. Harris, „Case depth“. — an attempt at a practical definitions. — „Metal Progress“, 1943, august.
3. Г. Гребер и С. Эрк. Основы учения о теплообмене, 1936.

Массовое промышленное применение игольчатых рекуператоров¹

Инж. Б. П. Тебеньков

(Член Общества кузнецов и штамповщиков)

Введение

Экономия топлива в нагревательных печах является одним из актуальнейших вопросов для нашей промышленности, так как эти печи потребляют большое количество высокоценных сортов топлива.

Наиболее эффективным методом экономии топлива является использование тепла отходящих из печей газов для подогрева в рекуператорах воздуха, идущего для горения.

Дымовые газы уносят из нагревательных печей до 50—60% тепла; при подогреве воздуха до 300—400°, экономия топлива достигает 15—20%. Кроме того, подогрев воздуха обуславливает повышение температуры горения топлива, что влечет за собой более быстрый нагрев металла и уменьшение брака по окалине, а также расширяет возможность применения менее теплоценных видов топлива.

Рекуператорными установками в Германии снабжено значительное количество печей. Так, например, на заводе «Борзиг» (Берлин) рекуператорами снабжено 54 нагревательных печи из общего количества 108 шт., т. е. 50%. Если же учесть, что остальные 54 печи не снабжены рекуператорами из-за того, что часть из них работает на угольной пыли, а часть оборудована инжекционными горелками, то можно сказать, что на этом заводе почти 100% печей, на которых можно установить рекуператоры, оборудованы ими.

Для установки на нагревательных печах преимущественное распространение в Германии получили игольчатые рекуператоры фирмы «Кляйнверферс» (г. Крефельд), знакомству с которыми, в основном, и посвящена данная статья.

Конструкции рекуператоров

История применения рекуператоров в Советском Союзе показала, что самым устойчивым и эффективным в работе является игольчатый рекуператор из чугунных литых игольчатых труб. Первая отливка игольчатых труб рекуператора (1) была произведена у нас в 1937 году Кузинским заводом на Урале. Опытная эксплуатация игольчатых рекуператоров в 1938—1939 гг. на кузнечных печах уралвагонзавода (2) подтвердила, что эти рекуператоры значительно долговечнее всех других типов металлических рекуператоров и обладают очень высоким коэффициентом теплопередачи, благодаря чему они компактны и удобны для применения.

Игольчатые трубы рекуператоров, выпускавшиеся у нас в Союзе, имели длину 1 000 мм, иглы длиной 40 мм — на наружной стороне и 20 мм — на внутренней стороне и коробчатые фланцы 167×250 мм,

допускающие только боковую сборку. Расстояние между иглами было 16 мм. Монтаж труб рекуператоров у нас производился с помощью сварных рам из прокатного профиля.

Все игольчатые рекуператоры, применяемые в Германии, можно разделить на две группы — большие игольчатые рекуператоры и малые игольчатые рекуператоры.

К первой группе относятся рекуператоры разной величины, набираемые из труб и стандартных обвязочных элементов на месте их установки. Ко второй группе относятся рекуператоры малого размера, выпускаемые заводом-изготовителем как готовые, полностью смонтированные аппараты. Эти рекуператоры предназначаются, главным образом, для небольших нагревательных и термических печей. Рекуператоры второй группы у нас не производились.

Конструкция игольчатой трубы большого рекуператора в основном та же, что и у нас, но только вместо круглых игл трубы снабжены иглами обтекаемой формы, имеющими в сечении вид капли. Только для случаев, когда в рекуператоре дым может идти параллельно оси трубы, имеется тип трубы с круглыми иглами на дымовой стороне, но с обтекаемыми — на воздушной стороне.

Игла обтекаемой формы легче для отливки и прочнее, а между тем труба с такими иглами дает, по сравнению с круглыми иглами, значительно меньшее сопротивление движению газа при одном и том же коэффициенте теплопередачи.

В зависимости от расположения игл имеются три типа труб. Тип «17,5» — труба с обтекаемыми иглами на воздушной и дымовой стороне и с расстоянием между иглами 17,5 мм (рис. 1) применяется для рекуператоров, которые устанавливаются на печах, отапливаемых чистым газом.

Тип «20» — труба с обтекаемыми иглами на воздушной стороне (внутри) и круглыми иглами на дымовой стороне (снаружи), с расстоянием между иглами 20 мм, предназначена для рекуператоров, в которых ток дыма комбинированный или параллелен оси трубы.

Тип «28» — труба с обтекаемыми иглами на воздушной и дымовой стороне, с расстоянием между иглами 28 мм, применяется для рекуператоров, которые устанавливаются на печах, отапливаемых грязным газом, угольной пылью и твердым топливом.

Приведенный на рис. 1 коробчатый фланец имеет только трубы, предназначенные для монтажа в горизонтальном положении. При монтаже труб в вертикальном положении, а также в случаях подогрева воздуха повышенного давления или подогрева газа, трубы имеют, так называемый, усиленный фланец, конструкция которого дана на рис. 2. В этом случае фланцы труб рекуператора сбавляются не друг с другом, а прибалчиваются к верхним и нижним

¹ Из материалов командировки в Германию.

годы в значительной степени нормализованы, причем нормализованы как детали (иглочатые трубы, крепежные рейки, воздушные коробки и т. д.), так и типоразмеры в целом для всех наиболее распространенных случаев их установки, а именно: установка рекуператора в борове при вертикальном расположении иглочатых труб, установка рекуператора под печью в горизонтальном канале и установка рекуператора в вертикальном канале.

Малые рекуператоры выпускаются фирмой «Кляйн-веферс» трех размеров: с одной, двумя и тремя иглочатыми трубами. Каждый типоразмер может еще иметь две разные величины по высоте, в зависимости от применения труб длиной 850 или 1161 мм. Более длинные трубы дают несколько повышенную температуру подогрева воздуха, но и несколько большее сопротивление на его пути. Все три типоразмера малых рекуператоров предназначены для печей с расходом коксовального газа от 20 до 90 м³/час или генераторного от 60 до 270 м³/час. Конструкция малого рекуператора очень проста. Он состоит из од-

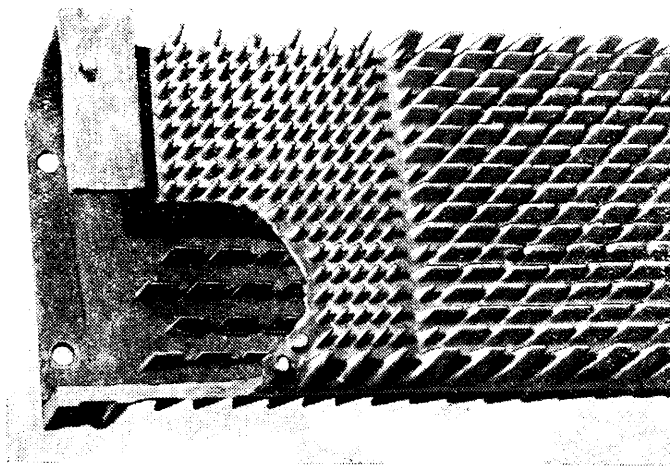


Рис. 5. Игольчатая труба малого рекуператора

иглочатым рекуператором (завод «Борзиг» в Берлине); печь — газовая с отводом дыма в цех.

На печах может устанавливаться один рекуператор или, если мощности одного аппарата недостаточно, то два рекуператора.

Интересно отметить, что на печах с малыми рекуператорами не устраивают обводного воздухопровода, служащего для подачи к горелкам холодного воздуха, в случае порчи рекуператора, так как случаи порчи бывают очень редко и поврежденный рекуператор быстро может быть заменен новым.

Общий вес готового рекуператора с изоляцией от 190 до 350 кг.

Для печей совсем маленького размера с расходом коксовального газа менее 20 м³/час или соответственно генераторного газа 60 м³/час, выпускается особый малый рекуператор под названием «Шпаршлот», схематический чертеж которого дан на рис. 8. Этот рекуператор состоит из одной иглочатой чугунной

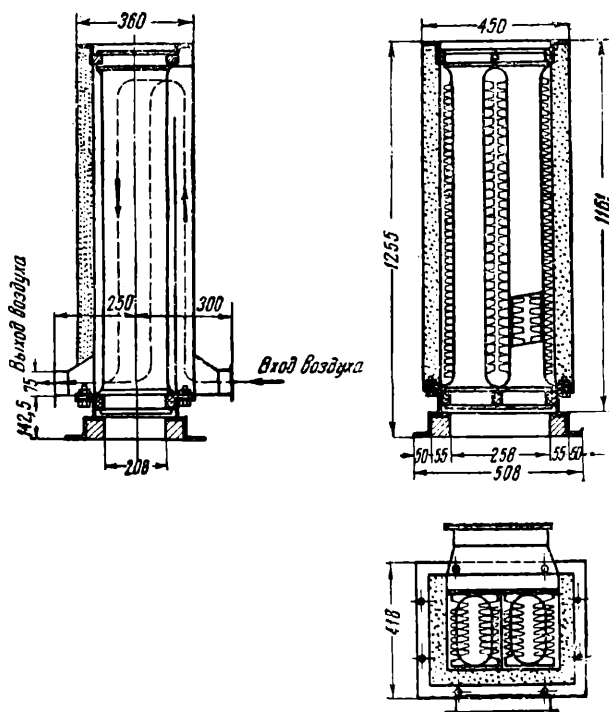


Рис. 4. Малый рекуператор из двух труб

ной, двух или трех иглочатых труб, заключенных в листовую сварную кожух, имеющий двойные стенки. Полости трех стенок заполнены изоляцией, а полость четвертой стенки служит каналом для подвода воздуха в верхнюю часть рекуператора.

На рис. 4 дан эскиз малого рекуператора, состоящего из двух труб, а на рис. 5 — фото иглочатой трубы.

Воздух проходит в рекуператоре между иглами сверху вниз и через патрубков, расположенный внизу, отбирается из рекуператора.

Дым проходит внутри труб рекуператора и не имеет изменений направления. Иглы трубы внутри, на пути дыма, — обтекаемой формы, а снаружи трубы иглы обтекаемой формы переходят у фланцев в круглые, так как в этих местах ток воздуха меняет свое направление.

Схема установки малого рекуператора дана на рис. 6, а на рис. 7 дано фото кузнечной печи с малым

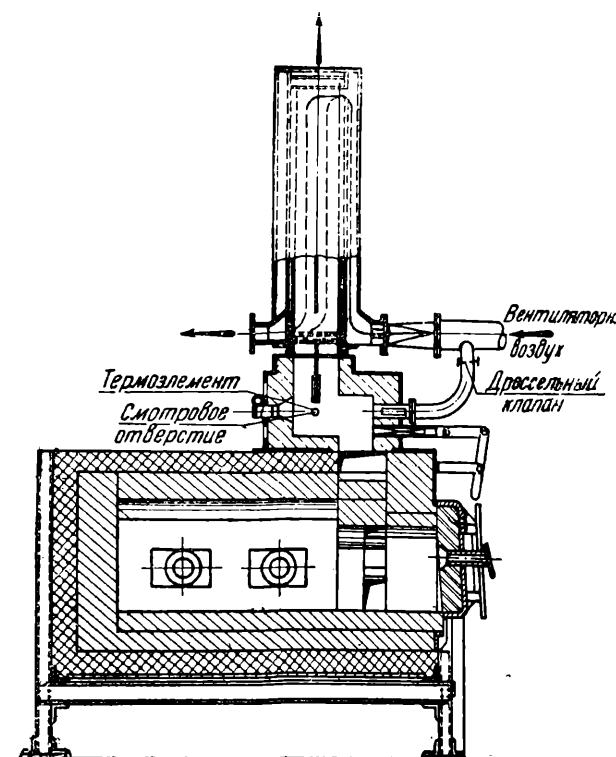


Рис. 6. Установка малого рекуператора на печи

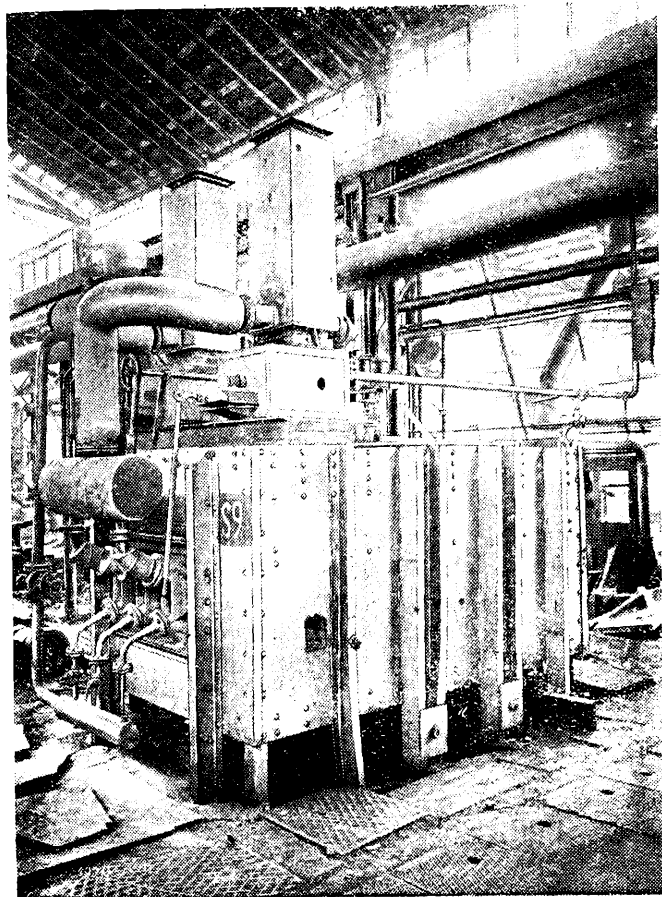


Рис. 7. Кузнечная печь с малым рекуператором

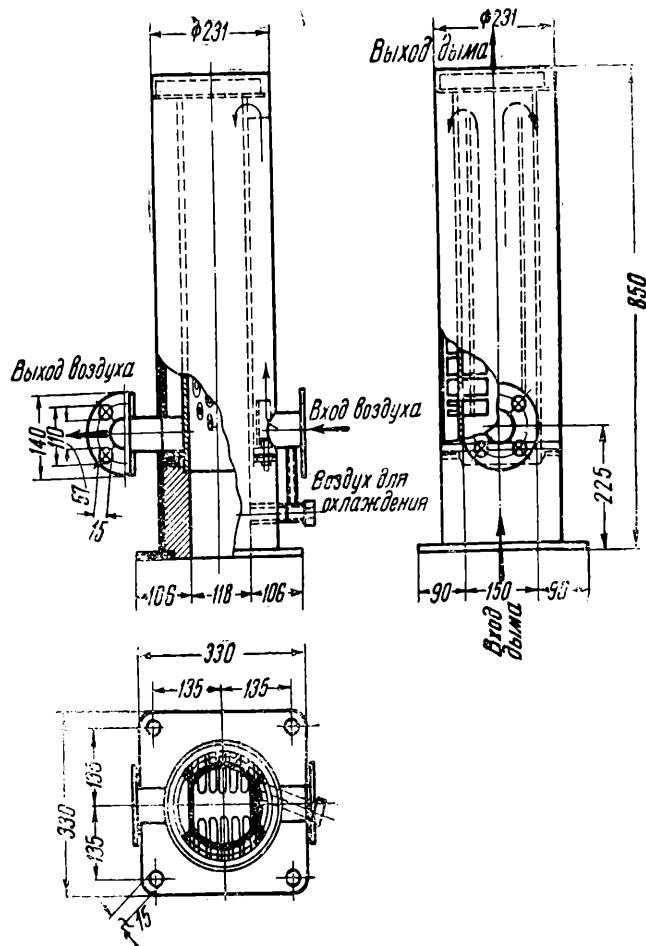


Рис. 8. Малый рекуператор «Шпаршлот»

трубы длиной 700 мм, помещенной в круглом листовом кожухе. Ток воздуха и дыма в рекуператоре такой же, как и в описанных выше малых рекуператорах, причем каналами для воздуха служит пространство между приливами игольчатой трубы и листовым кожухом.

Против входного воздушного патрубка имеется стальной козырек, предохраняющий низ трубы от удара струи холодного воздуха, входящего в рекуператор, так как в этом месте труба имеет наибольшую температуру стенки.

Вес рекуператора «Шпаршлот» с футеровкой 80 кг.

Теплоизоляция рекуператоров и защита от перегрева

Для снижения теплотерь рекуператоры и трубы горячего воздуха обязательно изолируются. Воздушные сборные и переходные коробки рекуператоров изолируются шлаковой ватой или кизельгуром, причем для более прочного крепления изоляции к поверхности коробок привариваются обрезки проволоки или листочков железа длиной, равной высоте изоляции.

Малые рекуператоры изолируются подобным же образом. Сам корпус рекуператора изолируется путем заполнения полости двойного кожуха шлаковой ватой или кизельгуром.

Воздухопроводы горячего воздуха большей частью изолируются путем обмотки их шнуром из шлаковой ваты. После намотки шнура на толщину 75—80 мм слой изоляции обертывается лентой технической ткани и красится алюминиевой краской.

Для предохранения от перегрева крепежные рейки и рамы защищаются от действия дымовых газов выступами огнеупорной кладки и специальными фасонными кирпичами.

Если температура дыма перед рекуператором выше допустимой для материала, из которого сделан рекуператор, то устраивается охлаждение дыма путем разбавления его холодным вентиляторным воздухом или путем естественного подсоса наружного воздуха, если условия тяги это обеспечивают.

Подвод охлаждающего воздуха должен быть расположен возможно дальше от места ввода дыма в рекуператор. Если этого нельзя сделать, то применяют специальные меры: установку завихрителей, устройство тангенциального подвода (как, например, это сделано в рекуператоре «Шпаршлот») и т. д.

Регулирование процесса разбавления дыма производится вручную или автоматически, но в том и другом случае часто устанавливают еще звуковую и световую сигнализацию, предупреждающую о чрезмерном повышении температуры дыма перед рекуператором.

Определение размеров рекуператоров

а) Большие рекуператоры

Для определения размеров рекуператоров производится их расчет, заключающийся, как известно, в нахождении необходимой поверхности нагрева и определении сопротивлений на пути дыма и воздуха в рекуператоре.

Поверхность нагрева рекуператора является функцией коэффициента теплопередачи, количества тепла, передаваемого от дыма воздуху, и средней температуры газа и воздуха в рекуператоре. Последние две величины определяются тепловым балансом рекупе-

ратора и печи, а величина коэффициента теплопередачи зависит в основном от конструкции рекуператора и поэтому рассматривается в настоящей статье.

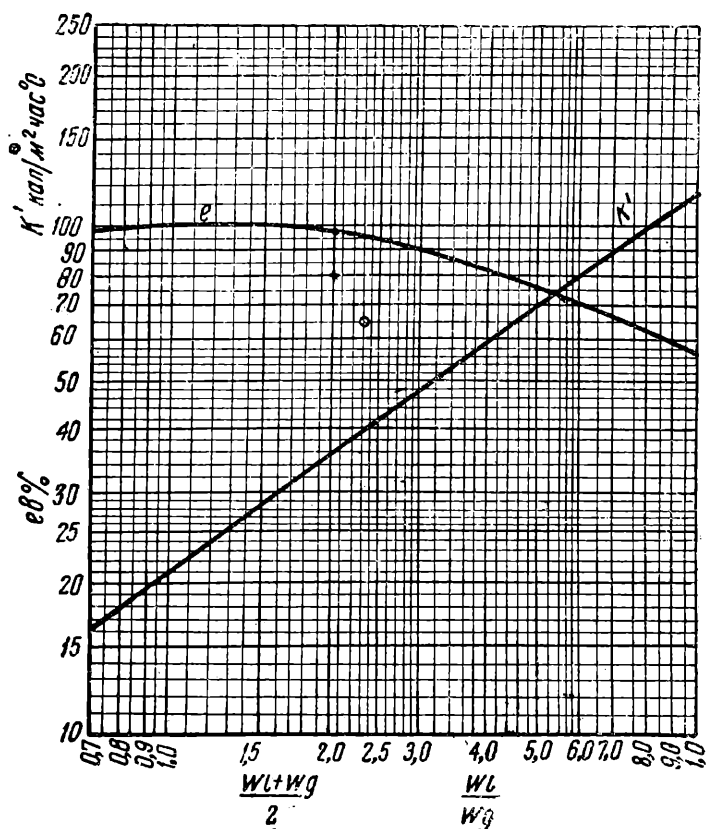


Рис. 9. Коэффициент теплопередачи для игольчатых труб типа «17,5» и «20»

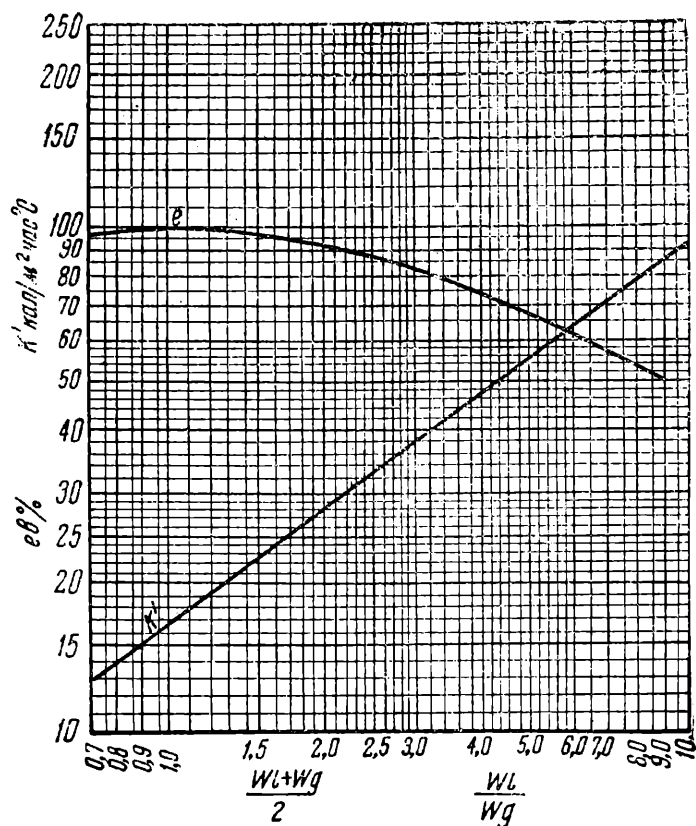


Рис. 10. Коэффициент теплопередачи для игольчатой трубы типа «28»

Согласно опытным данным фирмы «Кляйнвеферс» и работе Шака (3) составлены формулы для определения коэффициента теплопередачи в игольчатых трубах всех трех типов. На основании этих формул построены диаграммы. На рис. 9 дана диаграмма для определения коэффициента теплопередачи для труб типа «17,5» и «20», а на рис. 10 — для труб типа «28».

Коэффициент теплопередачи K определяется по формуле:

$$K = K' \cdot d \cdot e \text{ кал/м}^2/\text{час } ^\circ\text{C}$$

где:

K' — находится по диаграмме в зависимости от отношения $\frac{W_L + W_g}{2}$,

где W_L — скорость воздуха (0° , 760 мм рт. ст.), в м/сек,

W_g — скорость дыма (0° , 760 мм рт. ст.), в м/сек,

d — является коэффициентом, учитывающим температуру и определяемым по формуле $d = 1 + 0,000473 \cdot tm$, где tm усредненное значение из средних температур дыма и воздуха.

e — находится по диаграмме, как функция отношения $\frac{W_L}{W_g}$.

Скорость воздуха в рекуператорах принимается обычно от 3 до 8 м/сек (0° , 760 мм рт. ст.), однако, в тех случаях, когда позволяет давление, эти скорости значительно превышаются, но в этом случае трубы применяются с усиленными флянцами.

Скорость дыма принимается от 1,0 до 2,0 м/сек (0° , 760 мм рт. ст.). Даже если позволяет тяга, то все равно не допускается скорость выше 2,0 — 2,5 м/сек во избежание перегрева стенок. Только при температуре дыма ниже 600° его скорость в рекуператоре может быть допущена выше 2,5 м/сек, конечно, при соответствующем обеспечении тягой.

Необходимо отметить, что во всех конструкциях рекуператоров применяется только встречный ток дымовой и воздушной среды. Практика эксплуатации рекуператоров показала, что при параллельном токе рекуператоры значительно быстрее выходят из строя, так как в месте входа холодного воздуха получается очень большой перепад температур между газовой и воздушной стороной, на трубах появляются трещины, ведущие к быстрому разрушению рекуператоров.

Сопротивление рекуператора на пути воздуха определяется по эмпирической формуле

$$h = h' \cdot \frac{T}{100} \text{ мм вод. ст. (на трубу),}$$

где h' , в зависимости от длины трубы, находится по диаграмме на рис. 11. Сопротивление игольчатого рекуператора на пути дыма определяется по следующей формуле:

$$h = W_g^2 \cdot a \cdot (n + m) \cdot T \text{ мм вод. ст.,}$$

где:

W_g — скорость дыма в м/сек (0° , 760 мм рт. ст.),

a — константа, определяемая формой трубы,

n — число труб в направлении тока дыма,

m — число секций рекуператора в направлении тока дыма,

T — абсолютная средняя температура в $^\circ\text{K}$.

Значение коэффициента a для труб различных типов следующее:

Тип трубы	„17,5“	„20“	„28“
a	$\frac{0,133}{1000}$	$\frac{0,195}{1000}$	$\frac{0,097}{1000}$

В случае, если при применении игольчатой трубы типа «20» рекуператор имеет такую конструкцию, когда дым идет параллельно продольной оси трубы, то сопротивление рекуператора на пути дыма определяется по формуле:

$$h = W_g^2 \cdot \frac{T}{100} \cdot a_1 \text{ мм вод. ст. для случая одной трубы по высоте}$$

$$h = W_g^2 \cdot \frac{T}{100} \cdot a_2 \text{ мм вод. ст. для случая двух рядов труб.}$$

Значение коэффициентов a_1 и a_2 следующее:

Длина трубы, мм	1385	1640	2150	Сечение в свету
a_1	0,10	0,12	0,16	0,03
a_2	0,135	0,148	0,176	0,06

Малые рекуператоры выпускаются трех постоянных размеров.

Размер первый — для печей с расходом генераторного газа от 60 до 90 м³/час или коксовального от 20 до 30 м³/час.

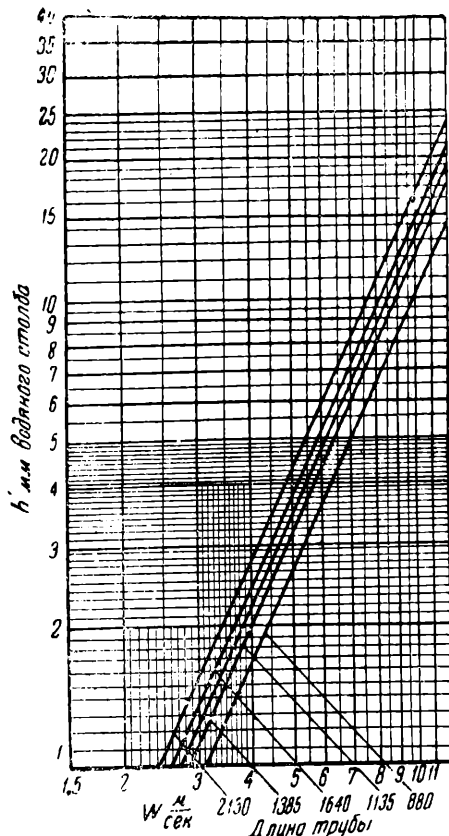


Рис. 11. Диаграмма потерь напора на пути воздуха (внутри) в трубах типа «17,5», «20» и «28»

Размер второй — для печей с расходом генераторного газа от 120 до 180 м³/час или коксовального от 40 до 60 м³/час.

Размер третий — для печей с расходом генераторного газа от 180 до 270 м³/час или коксовального от 60 до 90 м³/час.

Все эти рекуператоры греют воздух до 300—350° при температуре дыма перед рекуператором 800° и до 400—450° при температуре дыма 1000°.

Сопротивление малых рекуператоров при указанных выше условиях: на пути дыма — до 4,5 мм вод. ст. и на пути воздуха — до 70 мм вод. ст.

Характеристика рекуператора «Шпаршлот» приведена в таблице 2.

Таблица 2

Температура подогрева воздуха в рекуператоре «Шпаршлот»

Количество дыма, в м³/час	Количество воздуха, в м³/час				Сопротивление на пути дыма, мм вод. ст.
	20	40	60	80	
40	360	260	210	—	0,6
60	380	300	240	200	1,0
80	415	330	265	225	2,0
100	—	360	295	200	3,0
Сопротивление на пути воздуха, мм вод. ст.	5	10	22,5	40	—

Некоторые данные о производстве игольчатых рекуператоров

Производство игольчатых рекуператоров фирмой «Кляйнвеферс» было сосредоточено в г. Крефельде, где фирма имела специализированный завод с собственной литейной. Фирма выпускала различные воздухоподогреватели, экономайзеры и рекуператоры. Годовой выпуск продукции был, примерно, 6000 т, из них рекуператоры составляли 25 %, или 1500 т в год.

В качестве материала для игольчатых труб и уплотнительных реек применялся жаростойкий чугун трех категорий.

I категория — для максимальной температуры стенок 650° (температура дыма — максимум 850° и температура воздуха — 450°).

II категория — для максимальной температуры стенок 750° (температура дыма — от 850° до 950° и температура воздуха — максимум 550°).

III категория — для максимальной температуры стенок 900° (температура дыма — от 950° до 1050° и температура воздуха — максимум 750°).

По данным фирмы «Кляйнвеферс», химический состав чугуна I категории следующий:

C — 3,1 ÷ 3,2 %; Si — 2,2 ÷ 2,4 %;
Mn — 0,7 ÷ 0,8 %; P — 0,2 ÷ 0,3 %;
S — 0,08 ÷ 0,1 %; Cr — 1,2 ÷ 1,5 %.

Для чугуна II категории количество хрома увеличивается до 14 %, для чугуна III категории — до 30 %.

Отличительными признаками металла указанных составов является высокая теплоустойчивость и хорошее сопротивление окислению.

Хром для металла I и II категорий добавлялся путем использования литейных отходов от производ-

ства элементов рекуператоров из металла III категории.

Плавка металла I и II категорий производилась в вагранках, причем хром добавляется не в ковш, а в печь, так как при добавке в ковш получалось неравномерное его распределение и снижение температуры металла. Для лучшего заполнения игл металл выпускался из вагранки перегретым до максимально высокой температуры.

Высокохромистый металл III категории выплавлялся в тигельной печи, отапливаемой мазутом. Отливка труб производилась в горизонтальном положении. Модели изготавливались из латуни.

Некоторые данные об эксплуатации рекуператоров

Первые игольчатые рекуператоры были установлены в Германии в 1932 году и некоторые из них до последних лет находились еще в эксплуатации.

На одной нагревательной печи фирмы «Тиссен» в Мюльгейме (Рур) стоит рекуператор, который работает непрерывно более 5 лет при температуре входящего дыма 1000—1050°C и температуре подогрева воздуха до 650—700°C.

За это время сменены только отдельные трубы в первых рядах рекуператора ввиду сгорания игл или образования трещин вследствие больших температурных напряжений.

Интересен опыт эксплуатации рекуператоров фирмы «Кляйнвеферс» на заводе «Борзиг» в Берлине. Здесь рекуператоры работали вначале на печах, отапливаемых грубоочищенным генераторным газом ($H^p_{*}=1\,150\text{ кал/м}^3$). Рекуператоры были установлены для подогрева воздуха до 350—450° и для подогрева газа до 250—350°C.

Рекуператоры работали удовлетворительно, давали нужный нагрев воздуха и газа, но требовали частой чистки ввиду быстрого загрязнения.

В 1939 году печи завода были переведены на отопление коксовальным газом, газовые рекуператоры были сняты, а воздушные установлены для подогрева воздуха до 350—400°C. Рекуператорами как большими, так и малыми, снабжены все газовые печи. За время пятилетней эксплуатации на коксовальном газе все рекуператоры работали безукоризненно. Температура дыма перед рекуператорами поддерживалась: 800° — для металла труб I категории и 1000° — для металла труб III категории.

Игольчатым рекуператором была оборудована

одна плавильная барабанная печь, работающая на угольной пыли. Против ожидания рекуператор работал хорошо, а чистка рекуператора была даже легче, чем в случае отопления печей грязным генераторным газом, так как осаждавшаяся пыль менее плотно приставала к иглам, чем это имело место при отоплении газом.

Ввиду самых разнообразных условий эксплуатации очень трудно точно установить срок службы игольчатых рекуператоров. В среднем он составляет 5 лет, что доказывает большую экономичность их установки, так как рекуператоры окупаются в срок менее года.

Выводы

Экономия топлива в промышленных печах наиболее эффективно может быть осуществлена путем использования тепла отходящего из печей дыма для подогрева воздуха, идущего для горения топлива.

Установка рекуператоров на промышленных печах приводит не только к значительной экономии топлива (15—20%), но способствует также увеличению производительности печей и значительно расширяет возможности применения местных видов топлива.

Имеются хорошие и достаточно проверенные конструкции рекуператоров, экономичность применения которых доказывается их массовым распространением.

Учитывая заграничный опыт, следует организовать у нас проектирование рекуператоров для промышленных печей и их массовое производство на специализированном заводе, так как благодаря большой типизации деталей и самих рекуператоров постройка их массового производства на одном предприятии наиболее рациональна.

Так как только правильная эксплуатация обеспечивает долговечность работы и наиболее эффективное использование рекуператоров, необходима разработка и массовый выпуск производственных инструкций по правильной их эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б. П. Тебенков, Игольчатые рекуператоры, «Уральская металлургия», № 10, 1938.
2. П. В. Кобяков, Первые итоги работы игольчатых рекуператоров, «Уральская металлургия», № 3, 1940.
3. A. S c h a c k, — Der Wärmeübergang in Rohren und an Rohrbündeln, „Archiv für das Eisenhüttenwesen“, № 4 1939/40.

Хроника научных инженерно-технических обществ

В ОБЩЕСТВЕ ВОДНИКОВ

Ленинградским отделением проведено совещание о современных типах судоподъемных сооружений на речном транспорте. Обсуждены пути развития судоподъемных сооружений, проанализировано современное состояние судоподъемного хозяйства. Совещание одобрило сетку судоподъемных устройств с типизацией отдельных элементов слипов и с экономическими показателями их работы, предложенную членом Общества Д. И. Зиневичем, и рекомендовало эту сетку для практического использования при дальнейшем развитии судоремонтных заводов Советского Союза.

Двумя отделениями Общества — Черноморским и Ленинградским проведена дискуссия о рациональном применении металлического шпунта для гидротехнических сооружений.

Этот вопрос имеет большое значение при реконструкции и развитии нашего водного транспорта. Однако до настоящего времени нет еще достаточных практических выводов о целесообразности использования того или иного вида шпунта в гидротехническом строительстве.

Дискуссия показала своевременность и актуальность затронутого вопроса и выявила, что применение металлического шпунта в гидротехническом строительстве весьма рентабельно и способствует внедрению в производство современных промышленных методов, ускоряющих работу. Это несомненно имеет большое значение при предстоящем громадном строительстве наших портов.

Сравнение существующих типов железобетонных и деревянных шпунтов с металлическими доказало экономические преимущества последних.

В результате проведенной дискуссии отделение рекомендовало министерствам речного и морского флота быстрее организовать прокат металлического шпунта.

В секции судоремонта и судостроения Ленинградского отделения Общества водников состоялось обсуждение проекта сухогрузной самоходной речной баржи грузоподъемностью 1000 т.

Секция отметила правильность технической политики Министерства речного флота по внедрению самоходных барж с быстроходными двигателями. По сравнению с общей стоимостью судна стоимость механического оборудования незначительна, вес его невелик в общем балансе водоизмещения, и оно занимает небольшое помещение, обычно не используемое под груз.

Запроектирован ряд технических усовершенствований си-

стемы рулевого централизованного управления двигателями с капитанского мостика. Конструкция корпуса баржи выполнена с учетом крупно-секционной сборки и сварки.

Секция отметила, что запроектированное судно выгодно отличается от существующих у нас типов самоходных барж.

В последнее время в кораблестроении, как и в других областях техники, широко изучается вопрос динамического удара. Однако эта проблема получила теоретическое решение лишь для частных случаев кораблестроения, причем выводы очень сложны, что препятствует практическому их применению.

Гидротехническая секция Ленинградского отделения ВНИТО водников заслушала доклад члена Общества инж. Хромченко на тему «Удар плавающего тела о сооружение», явившийся результатом экспериментально-теоретической разработки вопроса при лесосплаве.

Сопоставление лабораторных результатов с теоретическими исследованиями позволило автору решить вопрос о возможных направлениях удара плавающего тела о препятствие. В результате получена приближенная формула для силы удара плавающего тела, дающая практически достаточно точные результаты при весьма простом и легком вычислении.

Секция признала работу весьма ценной и результаты ее практически приемлемыми для расчета гидротехнических сооружений при ударе свободно плавающего тела удлиненной формы и малого объема.

Средне-Волжское отделение ВНИТО водников подготовило к печати работу члена Общества инж. М. И. Крячкова «Судовые термосифонные установки». Впервые для речного транспорта здесь подробно разбирается вопрос о термосифонном устройстве шламоудаления на судах.

Автор поставил перед собой задачу — объяснить устройство термосифонной установки, проанализировать и дать результаты ее работы, снабдив свой труд соответствующими расчетами конструирования и эксплуатации установок по удалению шлама из судовых котлов.

Инж. Крячков внес ряд новых схем, улучшающих действие термосифонных установок в условиях речного транспорта.

Книга эта несомненно послужит полезным практическим пособием для судомехаников и других работников речного транспорта, связанных с применением нового метода удаления шлама из котлов.

КОНФЕРЕНЦИЯ ЛЕНИНГРАДСКОГО ОБЛАСТНОГО СОВЕТА НАУЧНЫХ ИНЖЕНЕРНО-ТЕХНИЧЕСКИХ ОБЩЕСТВ И ОБЩЕСТВА ГОРОДСКОГО ЭЛЕКТРОТРАНСПОРТА

Ленинградское отделение Общества городского электротранспорта совместно с Ленинградским областным советом Общества провело конференцию не совсем обычного типа.

Общество поставило своей задачей оказание реальной помощи Трамвайно-троллейбусному управлению Ленгорисполкома при восстановлении транспорта до довоенного объема и показ последних достижений техники в ремонтных и восстановительных работах. В связи с этим возникли серьезные производственные вопросы по таким техническим дисциплинам, по которым в Обществе не имелось соответствующих специалистов. Это побудило Ленинградское общество обратиться через Ленинградский областной совет НИТО ко всем его отделениям и к отдельным ученым с просьбой познакомиться с работой ленинградского электротранспорта, рекомендовать решения по тем или другим техническим вопросам и осветить последние достижения в области работы каждого Общества, выступив на созываемой конференции с докладом.

На призыв Отделения Общества городского электротранспорта с большой охотой отозвались ленинградские отделения обществ литейщиков, сварщиков, машиностроителей, кузнецов, резинщиков и др.

Научные работники предварительно ознакомились на месте с технологическими процессами производства ленинградского

трамвая и троллейбуса и с теми техническими трудностями, которые лимитировали работу городского транспорта.

Для участников конференции была организована выставка поврежденных, сломанных и быстро изношенных частей трамвайных вагонов и троллейбусов.

Особенно ценными были доклады:

1) лауреата Сталинской премии, доктора технических наук, профессора Ю. А. Нехенди на тему «Новейшие достижения и практика внедрения литейного производства в трамвайно-троллейбусном хозяйстве»,

2) лауреата Сталинской премии, инженера В. Н. Гусева на тему «Применение анодно-механической обработки металла»,

3) инженера П. Н. Дубовой на тему «Сварка в ремонте и восстановлении городского электротранспорта»,

4) доктора технических наук, профессора В. К. Попова на тему «Современная система управления автоматизированным электроприводом по отношению к троллейбусам» и многие другие.

По докладу начальника Ленинградского трамвайно-троллейбусного управления тов. М. Х. Сорока на тему «Вопросы внедрения новой техники на ленинградском трамвае и троллейбусе в четвертой сталинской пятилетке» и выступлению главного инженера этого управления тов. Б. Т. Иванова разверну-

лись содержательные прения, в которых выступили представители отделений обществ: машиностроения — проф. А. Н. Орлов и инж. И. О. Кучер, резишников — инж. А. Б. Гринбург, кузнецов — инж. Г. Т. Оболдуев, литейщиков — инж. К. М. Скобников и др.

В единогласно принятой резолюции на соответствующие от-

деления обществ возлагается разработка внесенных на конференцию предложений до такой стадии, чтобы иметь возможность внедрить их на ленинградском электротранспорте еще в текущем году. Это включено дополнительно в план работы соответствующих отделений обществ на второе полугодие 1946 года.

Критика и библиография

Ленинградским отделением Общества водников подготовлен к печати сборник, в который вошли некоторые работы, выполненные членами Общества по условиям соревнования 1946 года.

В сборнике помещены следующие труды:

«Об устойчивости свободно лежащих и подпертых откосов в связанных грунтах».

«Авиационные методы изучения рек как путей транспорта».

«О воспламенении рабочей смеси в газонефтяных дизелях»,
«К вопросу восстановления отработанного дизельного масла».

«Новая конструкция поперечных слипов».

«Новый способ вычисления непотопляемости транспортных судов».

«Опускной съемный колодец».

«Обследование гидротехнических сооружений судостроительных и судоремонтных предприятий».

«Требования к грузопассажирским судам Черного моря, вытекающие из опыта эксплуатации судов-прототипов».

Одним из основных мероприятий Общества водников по популяризации достижений мировой науки и техники являлся выпуск всеми отделениями Общества «Научно-технических страниц» при бассейновых газетах речного и морского флота. Большой тираж таких «Страниц», регулярность и своевременность их выхода позволяли освещать текущие технические вопросы работы водного транспорта, технические новинки речного и морского флота. За 10 месяцев 1946 г. опубликовано более 120 «Технических страниц», тиражом свыше 300 000 экз.

Заслуживают внимания следующие напечатанные статьи: «Обезвреживание мин». В статье предлагается эффективный способ борьбы с подрыванием судов технического флота при работе его в опасных зонах, где имеются неразорвавшиеся мины, авиабомбы и артснаряды.

«Борьба с образованием накипи и коррозии». В статье освещены практические меры борьбы с накипью и коррозией в котлах при помощи антидупона.

«Эксплуатация судовых аккумуляторов и уход за ними». Здесь дана развернутая консультация по правильной эксплуатации судовых аккумуляторов.

«Транспортировка востов толкаем». Статья трактует об эффективности применения способа буксировки толкачами парами обычной или специальной конструкции. Основные эксплуатационные достоинства толкаемых востов заключаются в скорости счалки каравана, единстве управления востом и в значительном увеличении технической скорости толкаемого востов по сравнению с обычной буксировкой.

«Новые конструкции эллингов и слипов». В статье освещается результат совместной работы коллектива авторов над усовершенствованием типа судоподъемных устройств. В результате длительных исследований, автором удалось уменьшить коэффициент неравномерности распределения нагрузки на

тележку и основания, что значительно снизит стоимость всего сооружения.

Любопытно содержание статьи «Подводная пила», в которой описывается устройство для спиливания маячных свай и свайных кустов на глубинах более 1 м. Пила найдет широкое применение на реках и каналах, где значительное количество оставшихся свай от разрушенных и разобранных сооружений сильно мешает судоходству.

Всего на вышедших «Технических страницах» помещено более 300 статей, а кроме того многочисленные заметки о новостях мировой техники и науки в области водного транспорта, консультации и библиографические справочники о новинках советской и зарубежной технической литературы в области морского и речного флота.

Московское отделение Общества водников продолжает выпуск ежемесячных «Листков технической информации». Всего за 1946 г. вышло в свет 10 «Листков» общим объемом до 6 печатных листов. Помимо текстового материала, опубликовано большое количество чертежей, диаграмм, рисунков, фотоиллюстраций.

В настоящее время выпущены очередные № 9 и № 10 «Листка технической информации».

В № 9 содержится материал о теплопередаче излучением в топках огнетрубных котлов. Даны аннотации из иностранных журналов по вопросам топливоспользования на речном флоте.

В № 10 освещается целесообразность внедрения на малых реках Союза широко применяемого в США метода толкания судов взамен существующей у нас буксировки. Приведен также материал по типизации судов на малых реках в четвертой пятилетке. Даны аннотации семи иностранных журнальных статей о новых типах речных судов.

Московское отделение ВНИТО водников подготовило к печати «Сборник технической информации по вопросам рационализации и изобретательства на судоремонте». Сюда вошли описания наиболее ценных предложений по усовершенствованию технологического процесса и описания изобретений, внедренных за военные годы на промышленных предприятиях речного флота.

Сборник состоит из четырех тематических выпусков.

В первом выпуске изложены некоторые вопросы литейного производства на судоремонтных предприятиях речного флота.

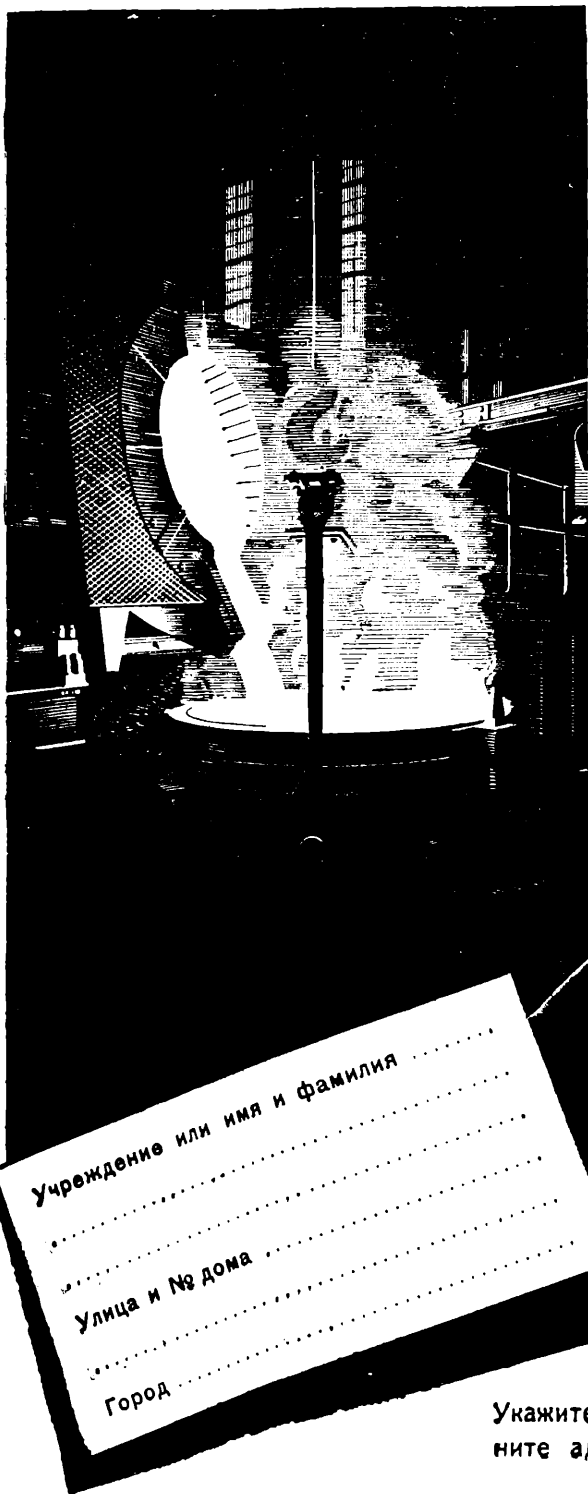
Во втором описываются переносные приборы и приспособления для обработки деталей непосредственно на судне, приборы и приспособления для обработки деталей на станках судоремонтных предприятий, приборы и приспособления для монтажных работ.

В третьем освещается опыт передовых предприятий речного флота по разработке и внедрению более эффективных и экономичных технологических процессов.

Четвертый выпуск содержит статьи по экономии дефицитных материалов и внедрению замкнутых в производство.

ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫЙ НАДЕЖНЫЙ МАТЕРИАЛ

СТАЛЬ САНДВИК



Подробные сведения о нашем производстве, облегчающие выбор нужного материала, Вы можете получить в нижеследующих каталогах, изданных на русском языке:

экз.

Транспортеры со стальной лентой
Стальные ленты для транспорта пищевых продуктов
Справочник по стальным бесшовным трубам
Сталь САНДВИК. Картина производства в снимках важнейших изделий
Буровая сталь САНДВИК
Нелегированное магнитное железо САНДВИК
Сталь САНДВИК для постоянных магнитов
Нержавеющая проволока САНДВИК
Сталь серебрянка САНДВИК
Холоднокатаная ленточная сталь САНДВИК
Мембранная сталь САНДВИК
Сталь САНДВИК для деталей текстильных машин
Сталь САНДВИК для деталей конторских машин
Сталь САНДВИК для компрессорных клапанов
Сталь САНДВИК для автомобильных деталей
Ленточная сталь САНДВИК для пил
Ленточная сталь САНДВИК для измерительных инструментов
Сборник докладов:
 О лесозаготовках и инструменте для них
 О нержавеющей стали и их применении
 О холодной прокатке ленточной стали
 О механической обработке, о ферромагнитных сплавах и о порошковой металлургии
Горные буры КОРОМАНТ
Опыт применения на горных разработках буров, армированных твердыми сплавами
Инструкция по правке пил со скалывающим зубом

Подготавливаются к печати

Нержавеющие трубы САНДВИК
Нержавеющая сталь САНДВИК
Пружинная сталь САНДВИК
Сталь САНДВИК в зубоветрической технике
Сталь САНДВИК для часовой промышленности
Руководство по транспортерам со стальной лентой

Каталоги высылаются бесплатно

Укажите количество экземпляров нужных вам каталогов, заполните адресную карточку и пришлите анонс нам по адресу:

ШВЕЦИЯ — САНДВИКЕН

САНДВИКЕНСКИЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ ЗАВОД

SANDVIKENS JERNVERKS AKTIEBOLAG — SANDVIKEN

Выписка заграничных товаров может последовать лишь на основании действующих в СССР правил о монополии внешней торговли