

TALLINNA POLÛTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 211

СБОРНИК СТАТЕЙ
ПО
МАШИНОСТРОЕНИЮ
I

Ер. 6.7

TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

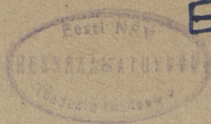
СЕРИЯ А

№ 211

1964

СБОРНИК СТАТЕЙ
ПО
МАШИНОСТРОЕНИЮ
I

ТАЛЛИН 1964



Ep. 6165

ПЛАСТИЧЕСКИЕ ДЕФОРМАЦИИ НЕКОТОРЫХ МЕТАЛЛОВ В ПРОЦЕССЕ УСТАЛОСТИ

В публикуемой работе излагаются результаты экспериментального исследования пластичности и прочности металлов в условиях одновременного переменного симметричного изгиба и постоянного кручения.

Испытывались гладкие сплошные образцы диаметром 7,52 мм из красной меди марки М1 и из латуни марки Л62 в состоянии поставки, кроме того образцы из стали 45 в нормализованном состоянии, а также после закалки и высокого отпуска.

При обычных испытаниях материалов на выносливость при симметричных циклах нагружения пластических деформаций не наблюдается, даже если напряжение испытания превосходит предел текучести испытываемого материала.

Это объясняется в первую очередь тем, что пластические деформации, если они и возникают, то под влиянием симметрических циклов нагружения происходят во взаимно противоположных направлениях и взаимно уничтожаются.

Пластические деформации сталей при асимметричных циклах нагружения наблюдались:

- при асимметричном кручении, в работах [1, 2];
- при совместном знакопеременном изгибе и постоянном кручении, а также при совместном знакопеременном кручении и постоянном изгибе в работах [3, 4, 5].

В последней работе пластические деформации сталей наблюдались вблизи предела выносливости для сталей 10 и 45 в нормализованном состоянии и не наблюдались для стали 40Х после закалки и высокого отпуска.

Следует отметить, что наблюдавшиеся пластические деформации развивались при эквивалентных напряжениях, меньших предела текучести соответствующего материала.

В настоящей работе ставились задачи выяснить:

- 1) зависит ли развитие пластических деформаций, наблюдавшихся в работах [3, 4, 5], от наличия площадки текучести

Механические характеристики испытанных материалов

№№ пп	Материал	σ_B кгс/мм ²	σ_T кгс/мм ²	σ_{-1} кгс/мм ²	τ_T $\gamma_n = 0,3\%$ кгс/мм ²	τ_T $\gamma_n = 0,015\%$ кгс/мм ²	G кгс/мм ²	Примечание
1	Красная медь М-1 в состоянии поставки; пруток Ø 16			9,7	21,7	12,3	4250	Предел выносливости определен на базе $2 \cdot 10^7$
2	Латунь Л62, пруток Ø 16, в состоянии поставки			15,0	18,9	12,7	4160	Предел выносливости определен на базе $2 \cdot 10^7$
3	Сталь 45, нормализованная	70,0 —74,8	44,2 —44,7	30,7	31,0	26,8	8500	Предел выносливости определен на базе 10^7 циклов
4	Сталь 45, закалка в масле, отпуск 400° С			57,5	87,0	55,5	8060	—

на диаграмме растяжения для обследованных сталей 10 и 45; с этой целью в настоящей работе обследовались такие материалы, у которых площадка текучести отсутствует — красная медь, латунь, сталь 45 после закалки и отпуска;

2) как влияет добавление постоянного кручения на выносливость красной меди и латуни при знакопеременном изгибе.

В первую очередь были определены механические характеристики испытываемых материалов. Особое внимание было уделено определению предела текучести при кручении, который был определен на сплошных образцах диам. 7,52 при статическом нагружении по двум допускам на остаточную деформацию $\gamma_n = 0,3\%$ и $\gamma_n = 0,015\%$.

Пределы выносливости были определены обычным построением кривой Велера. Испытания проводились на машине НУ. Результаты определения механических характеристик испытанных материалов приведены в таблице 1.

В основных опытах изучались пластические деформации образцов при одновременном знакопеременном изгибе и постоянном кручении. Испытания производились на машине НУ, переконструированной так, что к обычному знакопеременному изгибу образца добавилось постоянное кручение. Описание переконструированной машины см. [3 и 5].

Пластические деформации образцов развивались только в направлении постоянных напряжений. Их величина нарастала с числом циклов нагружений, однако весьма быстро рост деформации прекращался.

Результаты опытов по изучению пластических деформаций образцов приводятся в таблице 2. Для оценки величины наблюдавшихся деформаций в таблице приводятся две характеристики:

1) $\frac{\tau_a}{\tau_{0,015}}$ — отношение эквивалентного напряжения к пределу текучести материала (по допуску 0,015%);

2) $\frac{\gamma_n}{0,00015}$ — отношение величины наблюдавшейся пластической деформации к принятой для предела текучести.

Из сопоставления величин эквивалентных напряжений и величин наблюдавшихся деформаций следует, что если для стали 45 после нормализации при эквивалентных напряжениях 0,91—0,99 от предела текучести, наблюдавшиеся пластические деформации составляли 5,15—11,00 от принятой величины пластической деформации для предела текучести, то для латуни при эквивалентных напряжениях до предела текучести (0,85—0,97) пластические деформации составляли лишь 0,40—0,93, и лишь при эквивалентных напряжениях выше

Пластические деформации образцов при одновременном знакопеременном изгибе и постоянном кручении

№ об- разца	Материал	σ кгс/мм ²	τ кгс/мм ²	τ_s кгс/мм ²	$\frac{\tau_s}{\tau_{0,015}}$	$N \cdot 10^{-6}$ * циклов	$\gamma_n \cdot 10^2$	$\frac{\gamma_n}{0,00015}$	Примечание
53	Кр. медь № 1	10,2	11,3	12,8	1,04	5,1	0,010	0,67	не сломался
56	"	13,5	11,2	13,7	1,11	2,6	0,010	0,67	сломался
52	"	15,6	11,3	14,5	1,18	1,0	0,031	2,06	"
55	"	15,6	10,0	13,5	1,09	3,0	0,02	1,33	"
14	Латунь № 62	15,0	6,4	10,8	0,85	13,7	0,014	0,93	не сломался
16	"	15,0	8,0	11,8	0,93	10,2	0,006	0,40	"
22	"	15,0	11,9	14,8	1,14	4,0	0,045	3,00	"
15	"	16,8	6,7	11,8	0,93	18,9	0,006	0,40	сломался
20	"	16,8	7,5	12,3	0,97	2,0	0,008	0,53	не сломался
25	"	17,8	14,7	17,9	1,41	6,6	0,069	4,60	сломана
13	Сталь 45, нормаль.	27,0	19,6	25,0	0,93	4,2	0,077	5,15	не сломался
21	"	29,0	17,8	24,4	0,91	26,9	0,095	6,30	"
23	"	29,9	20,8	26,7	0,99	27,1	0,165	11,00	"
61	Сталь 45,	42,5	39,3	46,3	0,84	2,1	0	0	не сломался
62	закалка, отпущ 400° С	45,0	40,0	47,6	0,86	3,2	0,005	0,33	"
63	"	50,0	40,0	49,3	0,89	3,7	0,017	1,13	"
64	"	53,7	40,4	50,9	0,92	2,3	0,014	0,91	сломался

Примечание: 1) σ , τ — действующие напряжения;2) $\tau_s = \sqrt{\tau^2 + \frac{\sigma^2}{3}}$ — эквивалентное напряжение;3) N — число циклов нагружения образца;4) γ_n — условный угол пластического сдвига у поверхности образца.

* Число циклов нагружения для несломавшихся образцов принято заведомо достаточное для прекращения развития пластических деформаций; некоторые образцы (№ 21, 23 из стали 45; № 14, 15, 16 из латуни) подвергались длительным испытаниям для того, чтобы убедиться, что деформации действительно прекратились.

Выносливость образцов при одновременном знакопеременном изгибе и постоянном кручении

№ образца	Материал	σ кгс/мм ²	τ кгс/мм ²	$N \cdot 10^{-6}$ циклов	Состояние образца	Примечание
31	Кр. медь № 1	15,0	0	1,10	сломался	
32	—, —	13,5	0	3,02	—, —	
33	—, —	11,5	0	5,33	—, —	
41	—, —	9,7	0	21,47	не сломался	
43	—, —	8,5	0	21,3	—, —	
52	Кр. медь № 1	15,6	11,3	1,01	сломался	
56	—, —	13,5	11,2	2,60	—, —	
53	—, —	10,2	11,3	19,35	—, —	
54	—, —	12,0	11,3	4,50	—, —	
57	—, —	9,0	11,3	21,0	не сломался	
12	Латунь Л62	20,4	0	3,10	сломался	
13	—, —	17,8	0	10,00	—, —	
10	—, —	16,2	0	12,0	—, —	
11	—, —	15,0	0	21,2	не сломался	
21	Латунь Л62	18,0	7,5	7,50	сломался	
18	—, —	16,8	6,7	13,9	—, —	
17	—, —	15,6	7,5	24,3	—, —	
24	Латунь Л62	20,5	14,7	2,73	сломался	
25	—, —	17,8	14,7	6,57	—, —	
26	—, —	15,6	14,7	15,10	—, —	
27	—, —	14,5	14,7	22,5	не сломался	

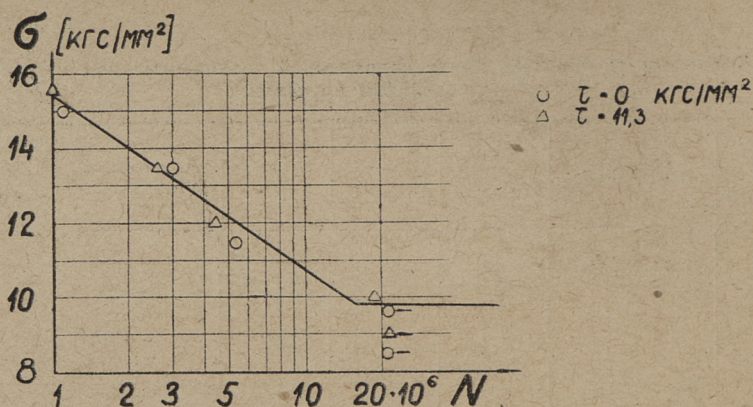
предела текучести (1,14—1,41) пластические деформации увеличились до 4,60.

Для красной меди при эквивалентных напряжениях 1,04—1,18 пластические деформации были лишь 0,67—2,06.

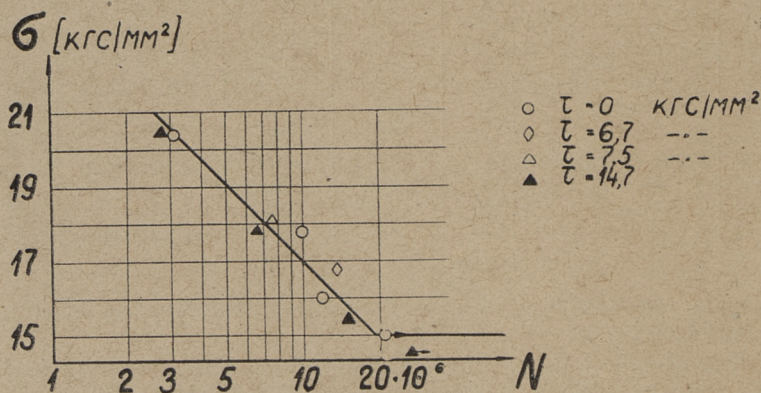
Следует отметить, что поставленные опыты для красной меди и латуни охватывают максимальные возможные величины как постоянных, так и переменных напряжений: при увеличении кручения в образцах начинается статическое скручивание, а при увеличении знакопеременной изгибающей нагрузки происходит усталостная поломка образца.

Результаты опытов по изучению выносливости для красной меди и латуни приводятся в таблице 3 и на фиг. 1 для красной меди, на фиг. 2 для латуни.

Из таблицы и фиг. 1 и 2 следует, что для цветных металлов, как и для сталей [3, 4, 5], добавление постоянных крутящих напряжений существенно не снижает пределов выносливости.



Фиг. 1.



Фиг. 2.

Выводы

На основании изложенных результатов опытов можно сделать следующие основные выводы:

1. для материалов без площадки текучести при сочетании постоянного кручения и переменного изгиба не наблюдается существенного снижения предела текучести (назначенного по достаточно жесткому допуску), как это имеет место для сталей с площадкой текучести на диаграмме растяжения;

2. предел выносливости для обследованных цветных металлов, как и для сталей мало снижается под влиянием постоянных напряжений;

3. если определяется эквивалентное напряжение для сочетания знакопеременного изгиба и постоянного кручения, как это часто бывает при расчете валов, то обычная формула

$$\sigma_{\text{эkv}} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq \sigma_{-1}$$

даст завышенный запас прочности, как это следует из пункта 2;

в первом приближении достаточно выполнить требование

$$\sigma \leq \sigma_{-1}$$

ЛИТЕРАТУРА

1. W. Herold. Die Drehwechselfestigkeit verschiedener Stähle bei gleichzeitiger Beanspruchung. „Maschinenbau-Betrieb-Wirtschaft“ Bd. 10, 1931.
2. M. Kawamoto and K. Nichioka. Safe Stress Range for Deformation Duo to Fatigue. „Transactions of the ASME“, vol. 77, N. 5, 1955.
3. Н. Н. Щеглов. Предел выносливости и пластические деформации сталей в некоторых случаях совместного действия изгиба и кручения. Труды Таллинского политехнического института. № 113, 1957.
4. Н. Н. Щеглов. Прочность и пластичность сталей в условиях совместного изгиба и кручения при переменных напряжениях. Вестник машиностроения № 4, 1961.
5. Н. Н. Щеглов. Пределы выносливости и пластические деформации сталей в некоторых случаях совместного изгиба и кручения. Сб. статей «Расчеты на прочность», вып. 7, Машгиз, 1961.

УДК 621. 742. 4 : 620. 1. 051

А. Х. Круусамяги

ОБ ИСПЫТАНИИ ПОДАТЛИВОСТИ ФОРМОВОЧНЫХ И СТЕРЖНЕВЫХ СМЕСЕЙ

В борьбе с горячими трещинами кроме правильной конструкции, при данном металле, основное значение имеет податливость формы и стержней. Несмотря на это до настоящего времени однако отсутствуют методы определения деформируемости-податливости формовочных и стержневых смесей в условиях, близких к литью, т. е. в условиях объемно-напряженного состояния без доступа воздуха в интервале температур 20—1400° С.

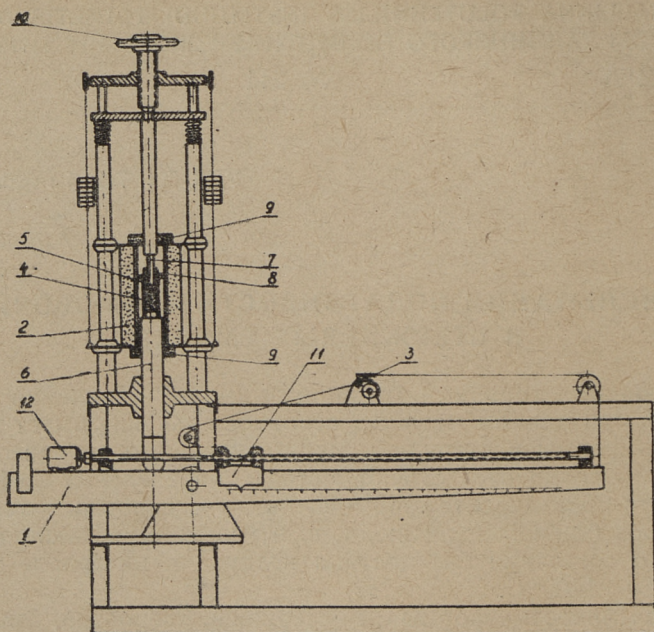
Податливость формы и стержней, вероятно, зависит: 1) от уменьшения объема сжатой части формы или стержня, т. е. от доуплотнения или сжимаемости смеси, 2) от вдавливания смеси в зазор, возникший вследствие усадки отливки, т. е. от текучести смеси, и 3) от прочности смеси на сдвиг. Таким образом податливость смеси характеризуется тремя показателями: доуплотнением (сжимаемостью), текучестью и сопротивлением на сдвиг.

Исходя из вышеизложенного был предложен метод испытания формовочных и стержневых смесей [1, 2], дающий возможность определить вышеприведенные характеристики податливости.

Определение характеристик податливости производилось на различных смесях на приборе*, показанном на фиг. 1.

Прибор состоит из рычажного механизма 1 для нагружения образца, печи 2 и самопишущего прибора «Валдай» 3, регистрирующего величину деформаций в зависимости от нагрузки. Образец 4, уплотненный в гильзе 5 3-мя ударами копра, испытывается в этой же гильзе при разных температурах. Подставка 6 входит в гильзу с зазором 0,4—0,6 мм и упирается в торец образца 4. Сверху подводится пуансон 7 диаметром 25 мм и гильза закрывается скользящей крыш-

* Прибор сконструирован дипломантом Таллинского политехнического института У. Муйсте под руководством автора.



Фиг. 1

кой 8. Подставка, пуансон, гильза и крышка изготовлены из жаропрочной стали. Диаметр и высота образца стандартные — 50 мм. Малый зазор между гильзой и подставкой и крышка 8 позволяют изолировать образец от атмосферы печи. С этой же целью на время нагрева печь снизу и сверху закрывается плотными асбестовыми крышками 9. После установки образца рычаг 1 при помощи винта 10 устанавливают в начальное положение. Образец выдерживают при данной температуре в течение 30 минут и производят нагружение его со скоростью $200 \text{ гр/см}^2/\text{сек}$. При достижении максимального нагружения образец выдерживают под этой нагрузкой 2 минуты для определения дальнейшей деформации образца. Нагружение производится передвижением груза 11 от электромотора 12 через винтовую передачу. Груз 11 посредством нити связан с цилиндром самопишущего прибора, а конец рычага 1, показывающий величину деформации, с пером.

При определении сжимаемости, т. е. уменьшении образца, сверху в гильзу вводится диск диаметром $49,2^{+0,2} \text{ мм}$.

Изоляция образца от воздействия кислорода воздуха имеет исключительное значение, так как при доступе кисло-

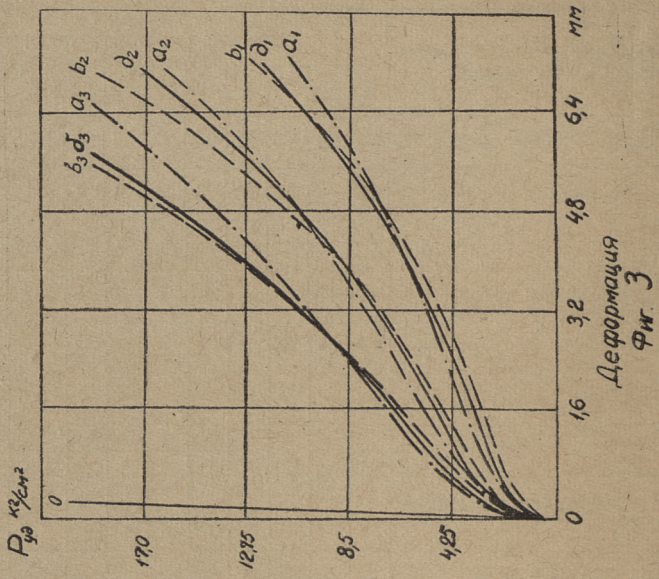
Таблица 1

Составляющие исследованных формовочных смесей	Индекс смеси (№ фиг.)										
	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Песок марки 2КО2А, в вес. %	85	92	83	81	92	92	92	96	96,5	95	97,5
Глина огнеупорная —,—	15	—	15	15	4	4	4	4	—	1,5	—
Бентонит —,—	—	8	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Молотый каменный уголь „	—	—	—	—	4	4	4	—	—	—	—
Опилки —,—	—	—	2	4	—	—	—	—	—	—	—
Декстрин —,—	—	—	—	—	—	—	—	—	3,5	3,5	—
Олифа —,—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,5
Жидкое стекло (сверх 100%), в вес. %	—	—	—	—	4	5	6,5	5	—	—	—
Вода (сверх 100%) в вес. %	4	4	7	7	—	—	—	—	4	4	1
10% раствор NaOH —,—	—	—	—	—	1	1	1	1	—	—	—

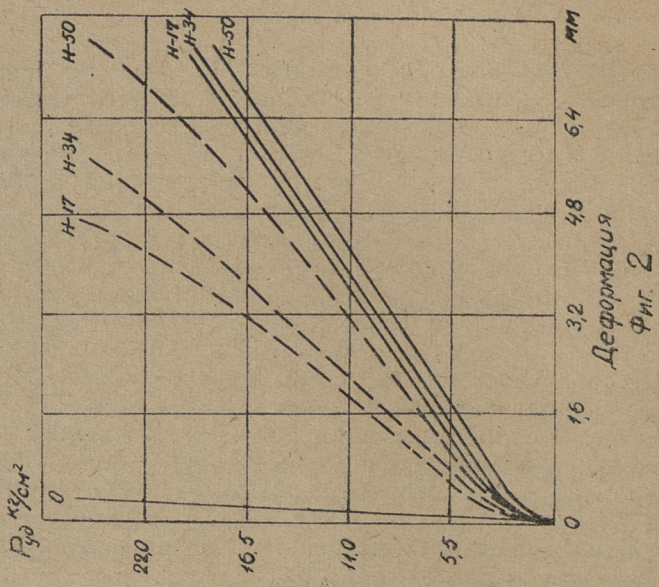
рода происходит сгорание органических составляющих смеси и результаты испытания не соответствуют условиям литья. Например, в случае увеличения диаметрального зазора между крышкой 8 и пуансоном 7 до 2-х мм при температуре 1200°С, уголь из жидкостекольной смеси выгорает на глубину до 10 мм. Газы, находящиеся в порах формы, с момента заливки формы расширяются и в основном вытесняются из ее нагретой части. С остыванием отливки давление газов падает и начинается приток газов к ранее нагретым частям.

Малая прочность смесей с органическими связующими после нагрева объясняется не только различными коэффициентами усадки составляющих формовочной смеси, но и притоком кислорода и влаги в процессе остывания.

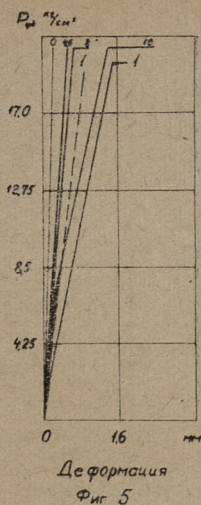
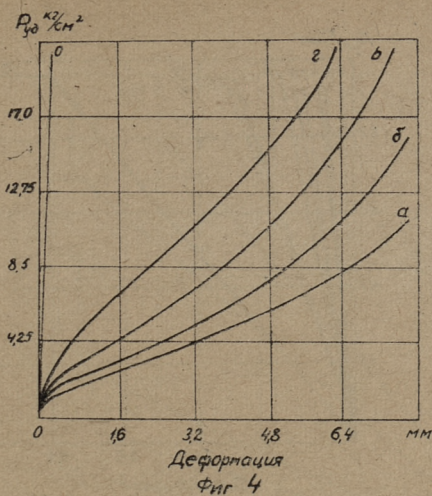
На фиг. 2 сплошные линии показывают влияние высоты образца на деформируемость сырой смеси 5 при пуансоне диаметром 25 мм, а штриховые линии — при пуансоне диаметром 28 мм. Отсюда видно, что деформируемость смеси в большей мере зависит от величины зазора между пуансоном и гильзой, чем от высоты образца.



Деформация
Фиг. 3



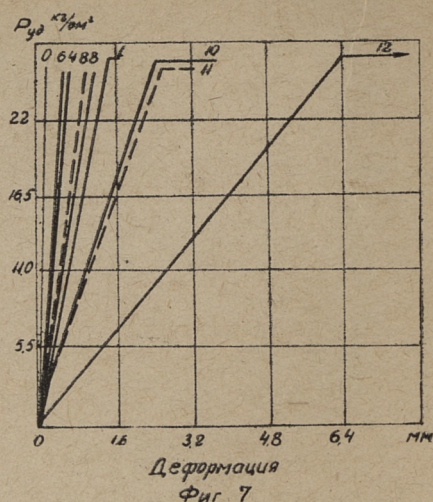
Деформация
Фиг. 2



На фиг. 3 приведены кривые деформируемости смеси 5 (диаметр пуансона 28 мм) при различных степенях уплотнения и содержании влаги: *a* — 4%, *б* — 5% и *в* — 6% влаги. Индексы при буквах показывают число ударов копра при уплотнении образца. Из фиг. 3 явствует, что с повышением содержания влаги деформируемость смеси вначале увеличивается, а потом уменьшается. Это объясняется меньшим трением между зернами с увеличением влаги.

Деформационная способность смеси, согласно фиг. 4, характеризуется не столько прочностью во влажном состоянии, сколько твердостью и физико-химическими свойствами глины. Глины разных месторождений при одинаковой прочности дают формы различной жесткости. На фиг. 4 кривая *a* соответствует смеси 5 с прочностью на сжатие во влажном состоянии σ_w — 0,35 кг/см², твердостью — 68; кривая *б* — смесь 6, σ_w — 0,34 кг/см²; твердостью — 72; кривая *в* — смесь с 10% местной огнеупорной глины «Пылва-Иоосу», σ_w — 0,32 кг/см², твердостью 78; кривая *г* — смесь с 15% глины «Пылва-Иоосу», σ_w — 0,58 кг/см², твердостью 87.

На фиг. 5—15 прямая *O* показывает деформацию самого прибора при испытании со стальным образцом. Сплошная линия *1* соответствует испытанию формовочных смесей при комнатной температуре, *2* — при 200° С, *4* — при 400° С и т. д. Верхний сплошной горизонтальный участок показывает величину деформации в случае постоянной максимальной нагрузки при выдержке 2 минуты; стрелка на конце прямой показывает, что фактическая деформация за 2 минуты больше, чем можно измерить данным прибором. Штриховые линии пока-

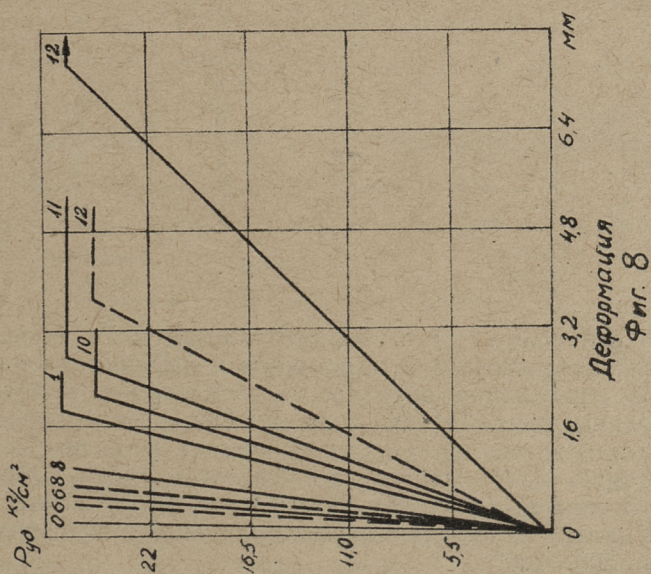
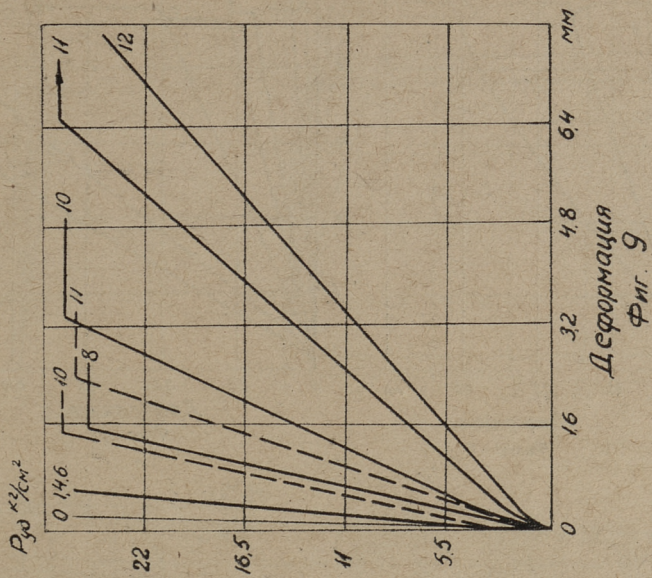


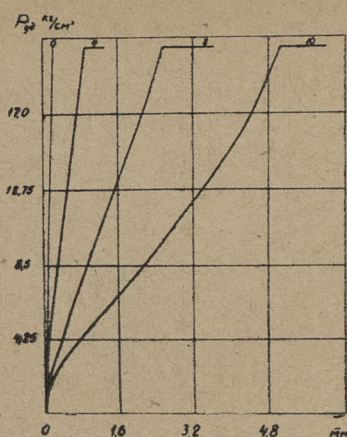
зывают уменьшение высоты (объема) образца, т. е. сжимаемость при пуансоне диаметром 50 мм.

Из фиг. 5 и 6 видно, что глинистые и бентонитные смеси имеют незначительную деформируемость. При комнатной температуре деформируемость и уменьшение объема высушенных образцов из глинистой смеси, после выдержки в цеху в течение 6 часов, значительно больше, чем при температуре 400—800°С. Прибавление опилок (фиг. 7 и 8) значительно увеличивает деформационную способность смеси. Опилочные смеси, начиная с 1000°С, имеют значительную сжимаемость.

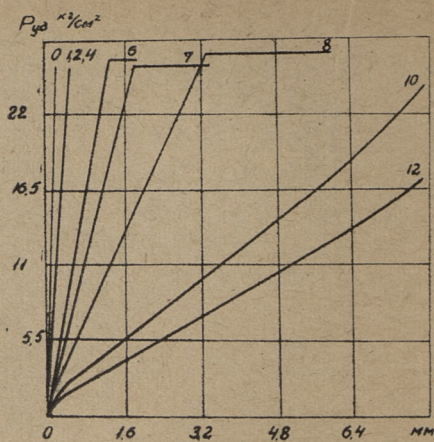
На фиг. 9—12 приведены графики деформируемости жидкостекляных смесей. С увеличением содержания жидкого стекла (фиг. 9, 10, 11) деформируемость смеси увеличивается. Прибавление угольной пыли (фиг. 10, 12) резко уменьшает деформационную способность смеси. Интересно отметить, что сжимаемость жидкостекляной смеси (фиг. 7 и 9) незначительно меньше сжимаемости опилочной смеси.

Совершенно иное поведение отмечается у смесей на органических связующих — декстрине и олифе. Смесь с декстрином (фиг. 13) в интервале 600—800°С деформируется вначале скачкообразно, а при некоторой нагрузке, указанной первым крестиком, связующая пленка разрушается на глубину 15—20 мм, обуславливая моментальную максимальную деформацию в 8 мм, допускаемую конструкцией прибора. При разрушении образца нагрузка должна спадать до 1—2 кг/см², т. е. до нагрузки, при которой деформируется сухой песок, однако зафиксировать падение нагрузки конструкция при-

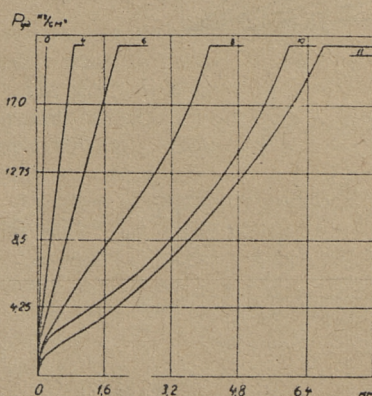




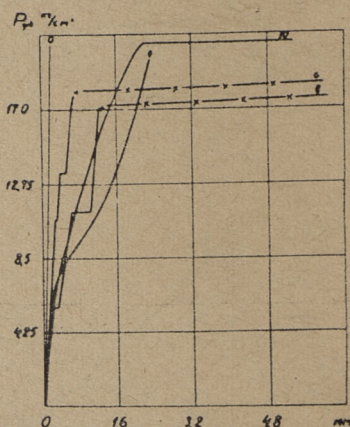
Деформация
Фиг. 10



Деформация
Фиг. 11



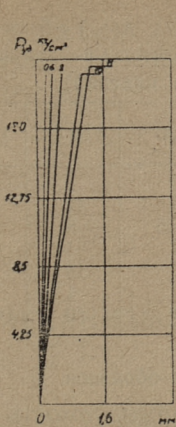
Деформация
Фиг. 12



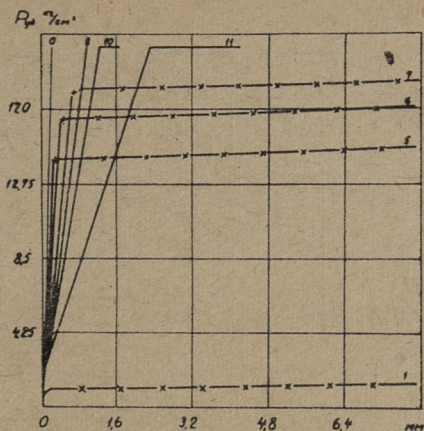
Деформация
Фиг. 13

бора не позволяет. При температурах выше 800°C пленка становится более прочной и пластичной и деформация происходит без разрушения образца. С добавлением в эту смесь 1,5% глины (фиг. 14) свойства пленки резко изменяются, смесь становится мало деформируемой и очень жесткой. Такая смесь более жестка, чем глинистая смесь. Поведение смеси с олифой (фиг. 15) аналогично декстриновой смеси, только пленка из олифы становится хрупкой в интервале температур $500\text{--}700^{\circ}$.

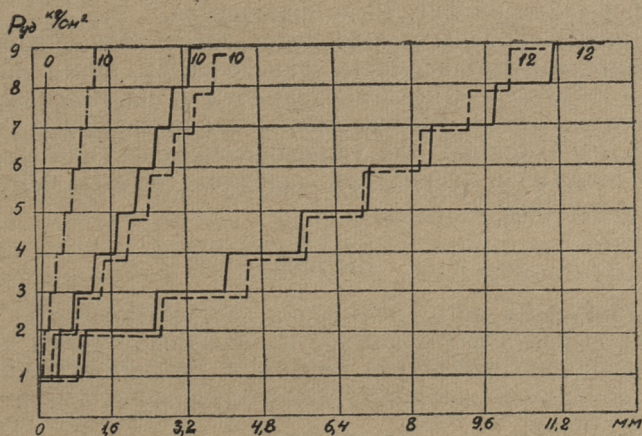
Учитывая, что образование горячих трещин происхо-



Деформация
Фиг. 14



Деформация
Фиг. 15



— смесь 8; --- смесь 9; -.- смесь 5
Фиг. 16

дит при незначительных нагрузках, была исследована деформируемость смесей при постоянной нагрузке от 1 до 9 кг/см^2 при выдержке образцов под каждой нагрузкой в течение 3-х минут. Результаты приведены на фиг. 16. Как видно, жидкостеклянная смесь при 1000°C имеет большую деформируемость, чем опилочная смесь. При 1200°C под нагрузкой до 4 кг/см^2 деформируемость жидкостеклянной смеси больше опилочной, но под нагрузкой свыше 4 кг/см^2 деформируемость опилочной смеси больше. Деформируемость жидкосте-

Индекс смеси	Выбиваемость (число падений)						
	200° С	400° С	600° С	800° С	1000° С	1100° С	1200° С
5	2,5	2,5	3,5	5	8	42	132
7	2,5	3	3	3	5,5	8	17
8	3	2	2	3	3	4	14
9	21	7	4	2	7	18	25
13	—	1	1	1	1	1	1
15	—	1	0	0	0	0	0

Результат как среднее арифметическое 3-х образцов.

кольной смеси быстро исчерпывается, а деформируемость опилочной смеси при указанных нагрузках изменяется мало. Деформируемости смеси 5 при 1200° С и смеси 8 при 1000° С почти совпадают, поэтому для смеси 5 соответствующая кривая деформации на фиг. 16 не приводится.

Остывшие образцы можно использовать для определения выбиваемости. Выбиваемость определяется путем падения гильзы с образцом с некоторой высоты H на массивную металлическую плиту. Выбиваемость характеризуется числом падений, необходимых для удаления смеси из гильзы.

Результаты испытаний при падении с высоты 0,5 м приведены в таблице 2.

Выводы

1. Предлагаемый метод испытания дает возможность:
 - а) выбрать формовочные и стержневые смеси необходимой податливости для борьбы с горячими трещинами и необходимой жесткости для получения плотных чугуновых отливок;
 - б) получить сравнительные данные о выбиваемости смесей.
2. Проведенные испытания еще раз подтверждают, что органические связующие без доступа кислорода коксуются и при высоких температурах придают смесям большую жесткость.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. Г. Круусамяги. Продукты перегонки сланца в качестве связующих добавок в литейном производстве. Диссертация.
2. А. Г. Круусамяги. О методике испытания формовочных и стержневых смесей в нагретом и охлажденном состоянии. Таллин, Эстгосидаат, 1956.

УДК 621.742.4.001:621.746.7

А. Х. Круусамяги

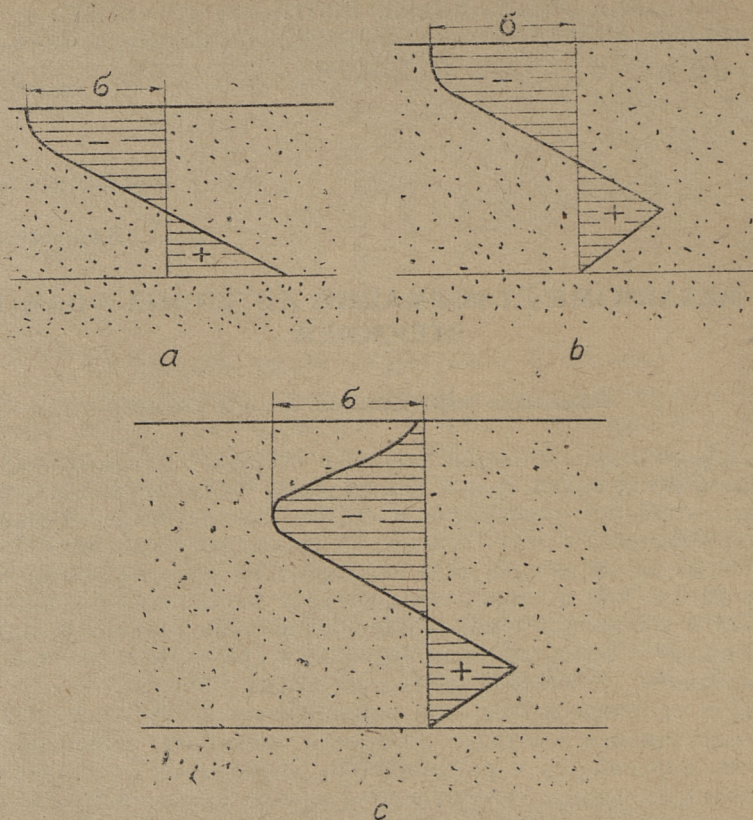
О МЕХАНИЗМЕ ДЕФОРМАЦИЙ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ И СТЕРЖНЕЙ

1. Механизм образования плен и ужимин

Деформации литейной формы и стержней являются причиной многих видов брака, как-то плен, ужимин, горячих трещин, колебаний размеров и т. д., поэтому изучение механизма деформаций имеет большое практическое значение. Проведенные за последние годы исследования свойств формовочных смесей при высоких температурах в условиях близких к литью и выявленный механизм образования горячих трещин в отливках и сварных швах позволяют представить механизм деформаций литейной формы следующим образом.

При заливке формы, под влиянием лучеиспускания и непосредственного контакта формы с металлом, поверхность формы нагревается и расширяется. Свободному расширению поверхности формы препятствует силовая связь между отдельными ее слоями, а также боковые стенки формы, вследствие чего в нагретом слое возникают напряжения, которые, очевидно, распределяются согласно фиг. 1а, 1б и 1с. Распределение напряжений по 1а имеет место при слабой связи между нагретыми и ненагретыми слоями формы, напр. в сырых формах, где прочность на разрыв из-за конденсации паров падает почти до нуля. По 1б напряжения распределяются при значительной силовой связи между нагретыми и ненагретыми слоями, как это имеет место в случае полностью сухих форм. Распределение напряжений согласно фиг. 1а и 1б сохраняется до размягчения поверхностного слоя формы, т. е. до 700—900°, а при более высоких температурах напряжения распределяются согласно 1с.

В первом приближении образовавшуюся на поверхности формы корку можно рассматривать как балку, нагруженную силами сжатия P , моментом M и силами связи q (фиг. 2). Величина изгибающего момента M пропорциональна силе

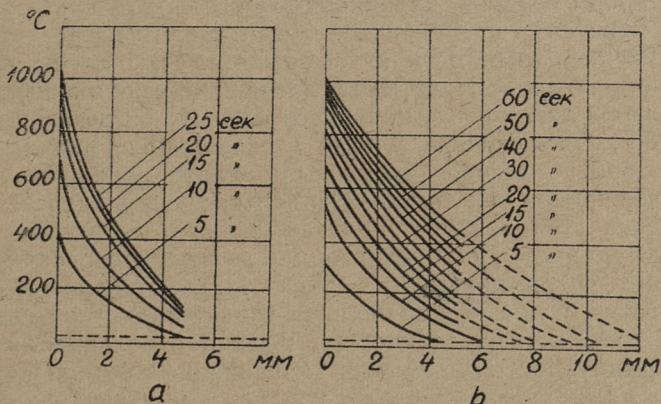
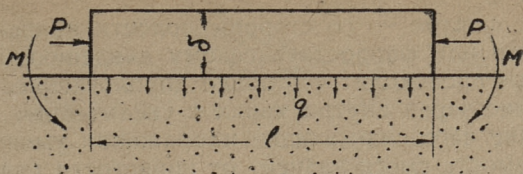


Фиг. 1.

сжатия P и толщине корки δ . Отслаивание или отрыв корки от основания происходит в момент, когда $M > W\sigma_{\text{изг}} + \frac{q l^2}{8}$, где W момент сопротивления корки изгибу, $\sigma_{\text{изг}}$ — прочность корки на изгиб. Отслаивание в сырых формах происходит по зоне мокрой прочности, т. е. по зоне, где произошла конденсация паров и температура несколько ниже 100° . Отслаивание, по-видимому, начинается с достижением поверхностью формы $550\text{--}700^\circ$, т. е. при модификационных превращениях β -кварца в α -кварц, так как при этом происходит значительное увеличение изгибающего момента.

На фиг. 3а приведено приблизительное распределение температур в сырых формах по истечении некоторого времени от начала заливки, отмеченного цифрами у каждой кривой, а на

Фиг. 2.

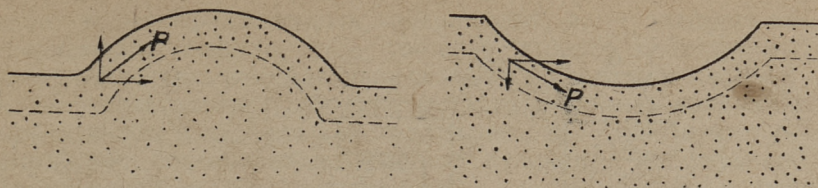


Фиг. 3.

фиг. 3b приблизительное распределение температур в сухих формах [1]. Из фиг. 3a видно, что у сырых форм превращение β -кварца в α -кварц в поверхностном слое происходит спустя 6—7 секунд после заливки, в это же время должно начаться отслаивание поверхностного слоя и образование плен и ужимин, что и подтверждается исследованиями Б. Б. Гуляева [2]. Толщина первого отслаивания согласно фиг. 3a будет около 3—4 мм, через 25 секунд толщина отслаивающегося слоя составляет уже 5—6 мм. У сухих форм распределение температуры более равномерное и модификационные превращения в поверхностном слое наступают через 15—20 секунд, и в это же время наблюдается отслаивание у неполностью просушенных форм [2]. У полностью просушенных форм для достижения величины изгибающего момента $M > \frac{ql^2}{8} + W\sigma_{изг}$ форма должна прогреться на значительную глубину.

Отслаивания, т. е. плен и ужимин не образуется, если $M < \frac{ql^2}{8} + W\sigma_{изг}$. Момент M зависит от сжимающих сил P . Сжимающие напряжения согласно А. М. Дубровского [3] при постоянном объеме достигают до 100 кг/см^2 . В условиях литья корка может расширяться и испытывает неравномерное объем-

ное сжатие — со стороны полости давление на корку равно нулю или ферростатическому давлению металла. В связи с этим происходит не только доуплотнение, но и перераспределение зерен внутри корки с увеличением ее толщины, вследствие чего сжимающие напряжения уменьшаются. Деформируемость смеси зависит от пористости (плотности набивки) и рода связующего. Органические связующие частично сгорают за счет кислорода воздуха, находящегося в полости и порах формы, или коксуются с уменьшением объема, что влечет за собою увеличение пористости и деформируемости смеси и уменьшение напряжений. Некоторые связующие, как-то олифа и декстрин, дают легко разрушающиеся формы при температуре 600—700°. Произведенные нами исследования [4] показывают, что хорошей деформируемостью обладают опилочные смеси, с содержанием опилок 2—3% (по весу) и жидкостекольные смеси. При жидкостекольных смесях образуются легкоплавкие силикаты, обеспечивающие легкое перераспределение зерен. Деформируемость зависит также от рода глины и зернистости песка — чем больше усадка глинистой составляющей и чем меньше зернистость песка, тем большей является деформируемость. Во-вторых, отслаивание тем меньше, чем больше силы связи q между коркой и нижележащим слоем. Для увеличения сил связи в смесь следует вводить волокнистые материалы, производить приशीловку поверхности формы, уменьшить содержание влаги, применять связующие, сохраняющие в условиях литья в переходной зоне достаточную прочность на разрыв, увеличить газопроницаемость и т. д. Наличие влаги, особенно при температуре около 100°, сильно снижает прочность на разрыв и обуславливает легкое отслаивание корки. Жидкостекольные смеси, упрочненные углекислым газом, несмотря на хорошую деформируемость, из-за большого содержания влаги и вследствие модификационных превращений при более низкой температуре легче склонны к отслаиванию, чем полностью просушенные глинистые смеси. Жидкостекольные смеси, упрочненные горячим воздухом, должны иметь меньшую склонность к отслаиванию, чем смеси, упрочненные углекислым газом. Отслаивание зависит от формы поверхности. При вогнутой и выпуклой поверхности сила P разлагается на горизонтальную и вертикальную составляющие (фиг. 4). В случае вогнутой формы вертикальная составляющая прижимает корку к основанию и препятствует ее отрыву, а при выпуклой форме вертикальная составляющая способствует отрыву корки от основания. При волнистой поверхности с небольшим радиусом кривизны, на вогнутых участках корка прижимается к основанию, а на выпуклых участках слегка деформируется под влиянием сжи-



Фиг. 4.

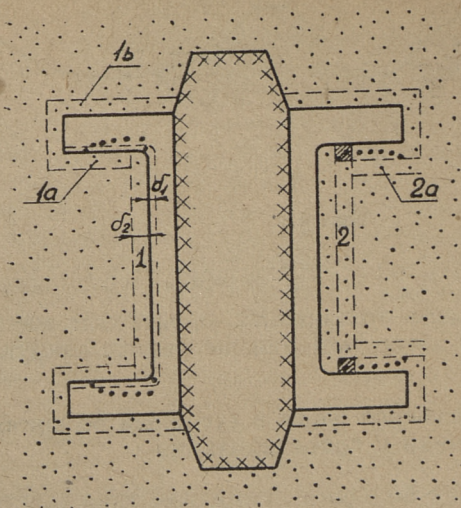
мающих напряжений и $M < \frac{ql^2}{8} + W\sigma_{изг}$ и отслаивания не происходит. Легче всего отслаивание происходит на выступающих углах, и тем легче, чем меньше радиус закругления.

2. Изменение размеров форм и стержней во время заливки и кристаллизации

При литье деталей с большим диаметром типа толстостенных венцов и втулок может иметь место значительное увеличение наружного и внутреннего диаметров против расчетного. Объясняется это тем, что поверхность формы нагревается и стремится удлиниться на величину $\Delta l = \alpha_2 \pi D_n (T_\phi - T_0)$, где α_2 — коэффициент линейного расширения формы, T_ϕ — температура поверхности формы, T_0 — температура формы перед заливкой, D_n — наружный диаметр отливки. Свободное расширение корки невозможно, поэтому в поверхностном слое формы возникают тангенциальные и радиальные напряжения сжатия. При сырой форме под влиянием радиальных напряжений сжатия происходит доуплотнение смеси и наружный диаметр отливки увеличивается на величину $\Delta D_{н1} = K \alpha_2 D_n (T_\phi - T_0)$. Затем нагревается следующий слой, обуславливая такое же увеличение диаметра, а таким образом общее увеличение диаметра будет $\Delta D_n = K n \alpha_2 D (T_\phi - T_0)$, где K и n коэффициенты, причем $K < 1$, $n > 1$. Увеличение наружного диаметра продолжается до тех пор, пока на отливке не образовалась прочная корка. Во избежание такого увеличения размеров прочность формы на сжатие должна быть больше, чем радиальное давление от расширения смеси. Максимальное увеличение внутреннего диаметра от расширения стержня доходит до $\Delta D_b = K \alpha_2 D_b (T_\phi - T_0)$.

3. Образование горячих трещин

После заполнения формы металлом поверхность формы быстро нагревается до температуры модификационных пре-



Фиг. 5.

вращений β -кварца в α -кварц и через некоторое время толщина слоя, где произошли модификационные превращения, достигает величины δ_2 . При этом абсолютное изменение толщины слоев $1a$ и $1b$ за счет расширения незначительное, но слой 1 из-за достаточной длины расширяется на величину $\Delta l = \alpha_2 l \Delta T$ и обуславливает деформацию формы согласно пунктирной линии (фиг. 5). В это время форму следует рассматривать как двухслойную — первый слой или основа с исходными механическими свойствами и второй, поверхностный слой с температурой $200-800^\circ$. Со временем температура поверхности формы достигает 900° и выше, при каковой температуре формовочные смеси приобретают хорошую податливость, т. е. деформируемость и доуплотняемость. Под указанным слоем находится второй слой с температурой $200-800^\circ$, этот слой 2 и $2a$ вследствие расширения формовочной смеси принимает форму, указанную пунктирной линией. Здесь форму можно рассматривать как трехслойную, третий слой с температурой 900° и выше.

Если эффективный интервал кристаллизации совпадает с двухслойным состоянием формы, то сопротивление усадке будет наибольшим и легко образуются горячие трещины. Трещин не образуется, если прочность металла в эффективном интервале кристаллизации больше прочности 2-го слоя, т. е. если соблюдено условие $\sigma_1 \delta_1 \geq \sigma_2 \delta_2$ и если $\epsilon_{от} < \epsilon_b$, где σ_1 — прочность металла на разрыв в эффективном интервале кристаллизации, σ_2 — прочность формы на сжатие при тем-

температуре модификационных превращений, δ_1 — толщина затвердевшего металла, δ_2 — толщина второго слоя формы, $\epsilon_{от}$ — относительное удлинение отливки (общее или местное), ϵ_b — относительное удлинение металла в момент разрыва в эффективном интервале кристаллизации. $\epsilon_{от}$ равно сумме деформаций, обусловленных усадкой отливки и расширением формовочной смеси во втором слое. $\epsilon_{от макс}$, очевидно, равно двойной усадке в эффективном интервале кристаллизации, так как дальнейшая деформация за счет расширения формовочной смеси второго слоя задерживается слоем *1b*. Условие $\sigma_1 \delta_1 \geq \sigma_2 \delta_2$ легко соблюдается при сырых формах и опилочных смесях, так как второй слой опирается на легко деформирующийся первый слой или основу, а также при низкой температуре заливки из-за незначительной толщины второго слоя.

Если же эффективный интервал кристаллизации совпадает с трехслойным состоянием формы, тогда смесь выдавливается из заштрихованного участка между отливкой и вторым слоем 2 на участке 1 и 1а. В этом случае трещины образуются тем труднее, чем толще третий слой, чем лучше его деформируемость и чем ниже температура его образования. Третий слой в эффективном интервале кристаллизации будет тем больше, чем толще отливка, и поэтому с увеличением толщины отливки уменьшается трещинопоражаемость. Хорошей податливостью при температуре свыше 900° обладают опилочные и жидкостекольные смеси; смеси на олифе и декстрине при 600—700° легко разрушаются. Поэтому при применении указанных смесей трещинопоражаемость также уменьшается.

ЛИТЕРАТУРА

1. H. Pettersson. Foundry Trade J. 99 (1955).
2. Б. Б. Гуляев. Литейные процессы. Машгиз, 1958.
3. А. М. Дубровский. Затвердевание металлов. Труды второго совещания по теории литейных процессов. Машгиз, 1958.
4. А. Х. Круусамяги, см. наст. сборник, стр. 11.

УДК 621.910.71

Э. О. Лийвер

УНИФИЦИРОВАННЫЕ ФОРМУЛЫ И ЦЕНТРОГРАММЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РЕЖИМОВ СКОРОСТНОГО ТОЧЕНИЯ И ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Выбор режимов обработки является одним из важнейших этапов проектирования технологических процессов при изготовлении деталей на металлорежущих станках. Правильно выбранные режимы резания обеспечивают требуемое качество продукции и предопределяют полное и эффективное использование технологических возможностей металлорежущих станков и инструментов.

1. Унифицированные формулы

При определении режимов резания необходимо учитывать пять следующих условий:

- 1) требуемую точность формы и размеров обрабатываемой детали;
- 2) требуемую чистоту обрабатываемой поверхности;
- 3) прочность и жесткость упругой системы «СПИД» (станок — приспособление — инструмент — деталь);
- 4) используемую эффективную мощность станка, зависящую от мощности электродвигателя и от прочности наиболее слабого звена привода металлорежущего станка;
- 5) требуемую стойкость инструмента.

Для оценки выполнения этих условий необходимо знать следующие показатели режима резания:

- 1) компоненты силы резания — P_x , P_y и P_z , в кгс;
- 2) эффективную мощность резания — N_s , в квт;
- 3) крутящий момент — $M_{кр}$, в кгсм;
- 4) стойкость резца — T , в мин;
- 5) высоту неровностей — R_z , в мк;
- 6) высоту неровностей, зависящую от вибрации системы СПИД — H_A , в мк;
- 7) погрешность диаметра детали — Δ_d , в мк;

- 8) погрешность формы детали — Δ_i , в *мк*;
- 9) относительное количество тепла, переходящее в 1 *мм* длины детали — q_d , в *ккал/мм*;
- 10) температурную деформацию резца — α_p , в *мк*;
- 11) относительный размерный износ резца — u_o в *мк*.

Эти величины зависят от исходных данных процесса резания (материал заготовки, материал и геометрия резца и т. д.) и выбранного режима резания (глубина резания, подача и скорость резания).

Для расчета этих показателей режима резания в теории резания дан целый ряд различных теоретических и экспериментальных формул. Для удобства комплексного решения вопроса о режимах резания целесообразно придать всем формулам одинаковый, обобщенный вид по образцу экспериментальных степенных функций, применяемых в нормативах режимов резания для расчета сил резания [1, стр. 36] и назвать их «унифицированными формулами».

Унифицированные формулы имеют следующие виды:

$$A = C_A t^{x_A} s^{y_A} v^{z_A} K_A,$$

где

- A — символ, обозначающий рассчитываемый показатель режима резания (P_z, T, N, R_z и т. д.);
- C_A — коэффициент, зависящий от исходных условий работы (материал и геометрия резца, качество обрабатываемого материала и т. д.), принятый при составлении формул;
- x_A, y_A и z_A — показатели степени, соответствующие элементам режима резания;
- K_A — поправочный коэффициент для измененных условий работы ($K_A = K_{M_A} \cdot K_{c_A} \cdot K_{T_A} \cdot K_{u_A}$ и т. д.) [1, стр. 17 и 37].

Для увеличения точности унифицированных формул, методы обработки можно классифицировать по видам. В таблицах 1 и 2 даны 6 видов скоростного точения и 17 видов обработки отверстий. Для удобства пользования всем видам обработки присвоены индексы 1—29.

На основании нормативов режимов резания [1, 2], теоретического анализа и обработки опытных данных разных исследователей и автора [3, 4, 5, 6 и т. д.] составлены цифровые значения коэффициентов и показателей степеней в унифицированных формулах для видов скоростного точения в таблице 3, а для видов обработки отверстий в таблице 4.

Характеристика обработки при скоростном точении по видам

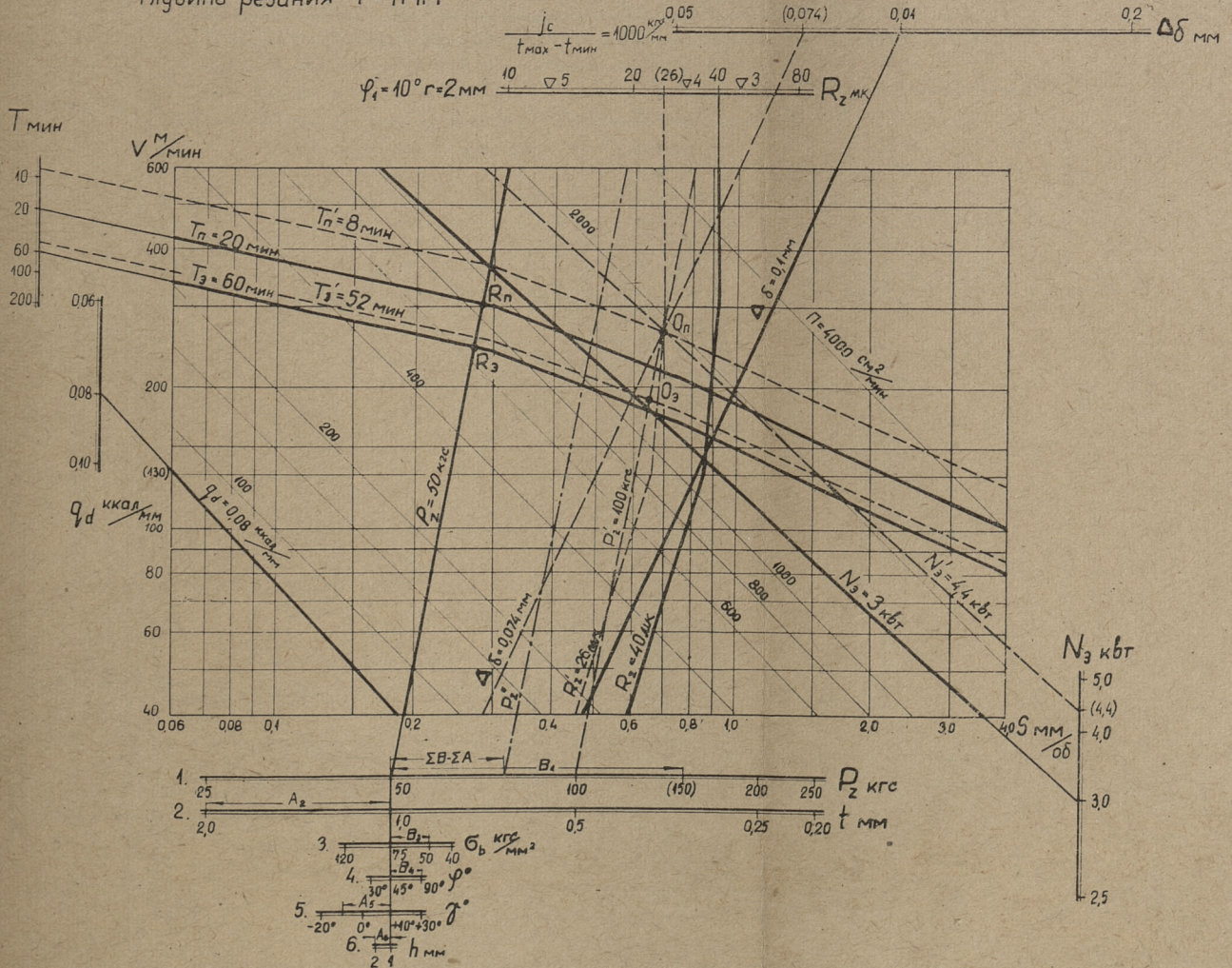
Обрабатываемый материал	Сталь $\sigma_B = 75 \text{ кг/мм}^2$			Чугун $H_B = 190$		
	черновая	чистовая	отделочная	черновая	чистовая	отделочная
Вид обработки	1	2	3	4	5	6
Индекс вида обработки	1	2	3	4	5	6
Точность обработки (класс)	5; 7	3; 4	2; 3	5; 7	3; 4	2; 3
Чистота (класс)	$\nabla 1 \dots \nabla 3$	$\nabla 4; \nabla 5$	$\nabla 6; \nabla 7$	$\nabla 1 \dots \nabla 4$	$\nabla 5$	$\nabla 6; \nabla 7$
Материал резца	T5K10	T15K6	T30K4	BK8	BK6	BK3
Геометрия резца φ (°)	45	45	45	45	45	45
" φ_1 (°)	20	10	10	20	10	10
" r (мм)	1	2	2	1	2	2
Глубина резания t (мм)	3...15	1...3	0,1...1	3...15	1...3	0,1...1
Подача s (мм)	0,75...2,5	0,3...0,75	0,05...0,3	0,4...3	0,25...0,4	0,05...0,25
Скорость резания v (м/мин)	40...130	130...300	300...650	40...130	130...230	230...500
Сечение среза ts (мм ²)	2,25...37,5	0,3...2,25	0,005...0,3	1,2...45	0,25...1,2	0,005...0,25
Интенсивность режима резания I (с.м ³ /мин)	292,5...1500	90...292,5	3,25...90	156...1800	57,5...156	2,5...57,5

Примечание: обработка без охлаждения

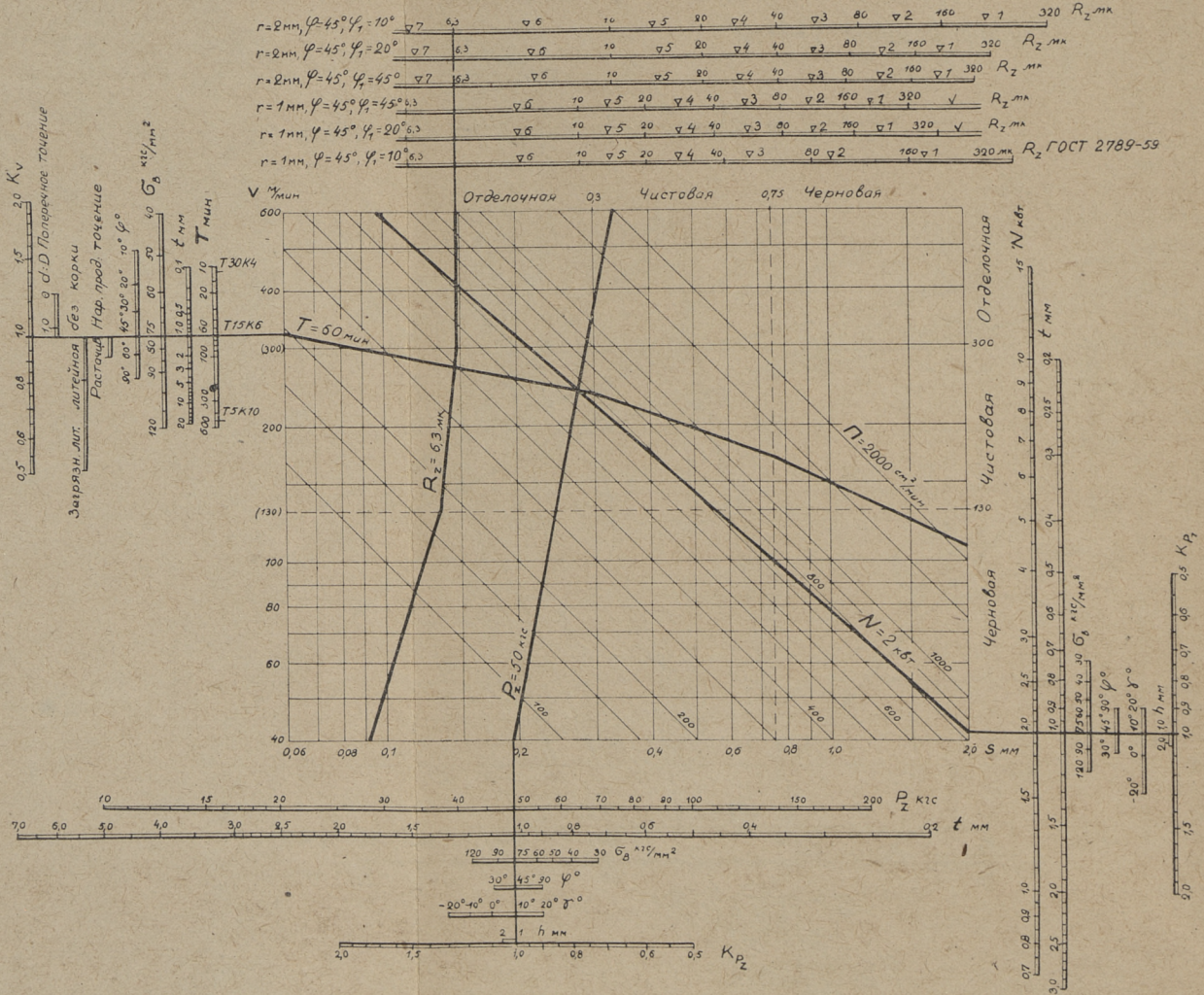
Характеристика методов обработки отверстий по видам

Обрабатываемый материал	Вид обработки		Материал инструмента	Индекс вида обработки			
Сталь конструкционная $\sigma_B = 75 \text{ кгс/мм}^2$, $H_B = 215$	Сверление	$s \leq 0,2 \text{ мм}$	С охлаждением	11			
		$s > 0,2 \text{ мм}$		12			
	Рассверливание			С охлаждением	P18	13	
	Зенкерование				P18	14	
	Развертывание				P18	15	
	Рассверливание				С охлаждением	BK8	17
	Зенкерование					BK8	18
	Развертывание					T15K6	19
Чугун, серый $H_B = 190$	Сверление	$s \leq 0,3 \text{ мм}$	Без охлаждения		21		
		$s > 0,3 \text{ мм}$			22		
	Рассверливание			Без охлаждения	P18	23	
	Зенкерование				P18	24	
	Развертывание				P18	25	
	Сверление				Без охлаждения	BK8	26
	Рассверливание			BK8		27	
	Зенкерование			BK8		28	
	Развертывание						29

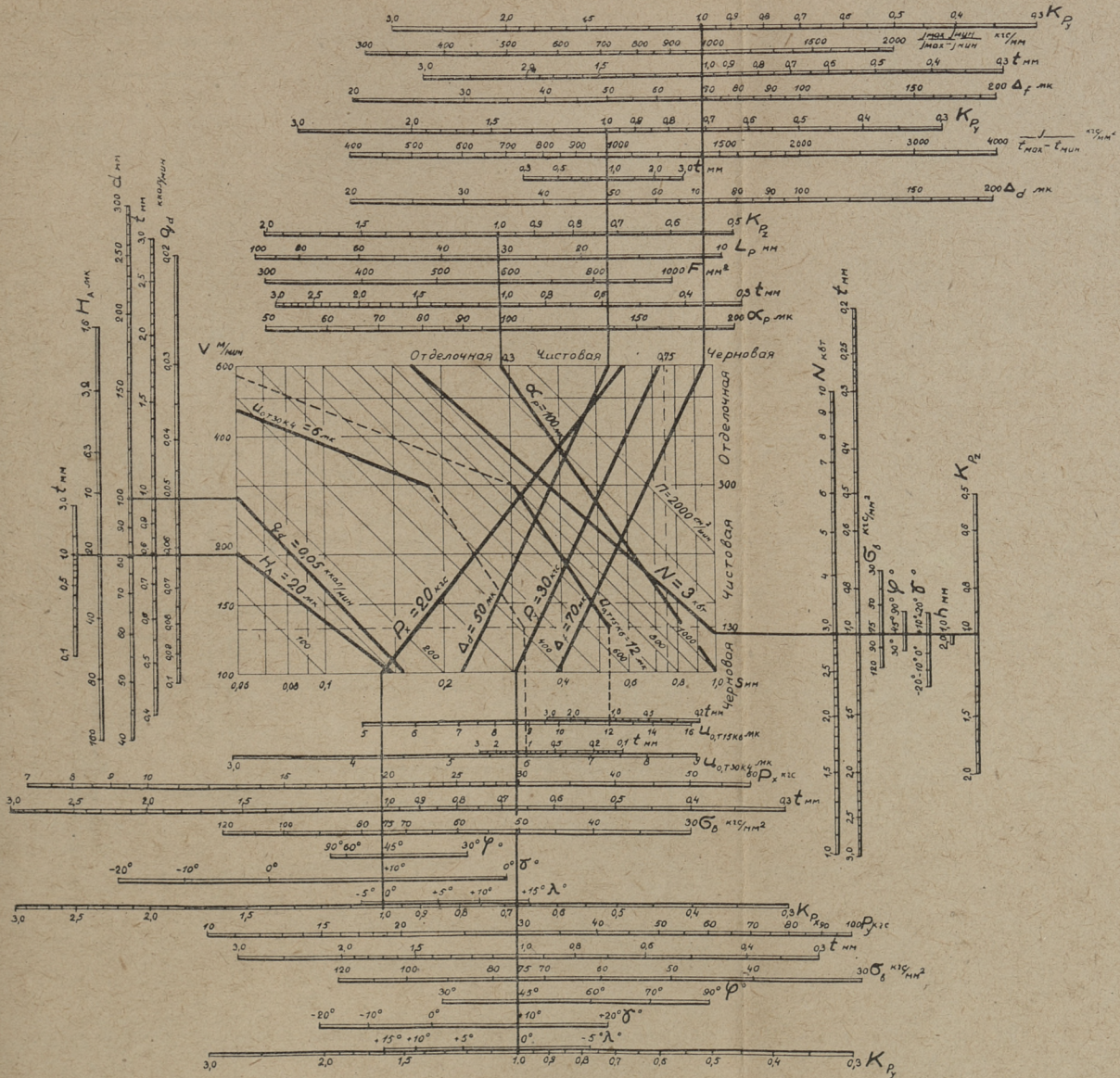
Глубина резания $t = 1 \text{ мм}$



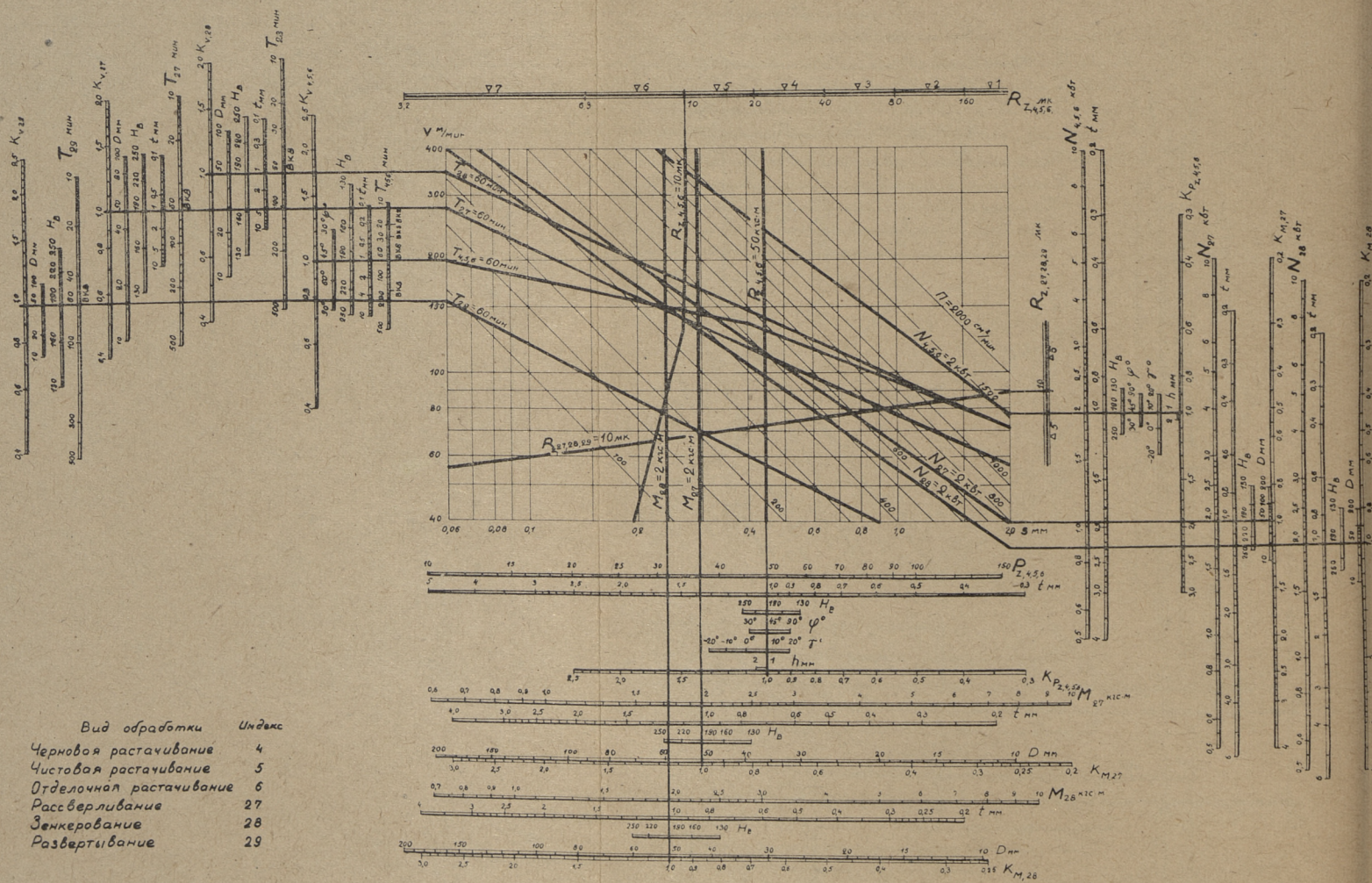
Фиг. 1. Упрощенная центрограмма для определения режимов резания при скоростном точении стали.



Фиг. 2. Центрограмма для определения режимов резания при скоростном точении стали



Фиг. 3. Центрограмма для определения величин показателей режимов резания, влияющих на точности обработки при скоростном точении стали



Вид обработки	Индекс
Черновая растачивание	4
Чистовая растачивание	5
Отделочная растачивание	6
Расверливание	27
Зенкерование	28
Развертывание	29

Фиг. 4. Центрограмма для определения режимов резания при обработке отверстий. Материал заготовки — серый чугун.

Значения коэффициентов и показатели степени в унифицированных формулах для скоростного точения

Показатели режима резания	Индекс вида обработки	Коэффициенты и показатели степени				
		C	K	x	y	z
1	2	3	4	5	6	7
Осевая сила P_x , в кгс	1	313	K_{P_x}	1,0	0,2	-0,4
	2-3	339			0,5	
	4-6	46			0,4	
Радиальная сила P_y , в кгс	1-3	243	K_{P_y}	0,9	0,6	-0,3
	4-6	54			0,75	0
Вертикальная сила P_z , в кгс	1-3	300	K_{P_z}	1,0	0,75	-0,15
	4-6	92			0	
Мощность N , в квт	1-3	0,0499	K_{P_z}	1,0	0,75	0,85
	4-6	0,0153			1,0	
Стойкость резца T , в мин	1	$5,27 \cdot 10^{11}$	K_v^5	-0,75	-2,25	-5,0
	2	$5,23 \cdot 10^{12}$	$0,115 K_v^5$		-1,75	
	3	$6,97 \cdot 10^{13}$	$0,0218 K_v^5$		-1,0	
	4	$3,34 \cdot 10^{11}$	$2,54 K_v^5$		-2,0	
	5	$2,12 \cdot 10^{12}$	K_v^5		-1,0	
	6	$4,27 \cdot 10^{12}$	$0,497 K_v^5$			
Высота неровностей R_z , в мк	1	1490	K_R	0	1,5	-0,5
	2	113			1,6	-0,1
	3	20			0,6	0
	4	915			1,5	-0,4
	5	140			1,6	-0,1
	6	20			0,6	0
Высота вибр. неровн. H_A , в мк	2	7000	K_H	0,5	-1,5	-1,9

1	2	3	4	5	6	7		
Погрешность диам. детали Δ_d , в мк	2	$4,86 \cdot 10^5$	$\frac{t_{\max} - t_{\min}}{j_c} K_{Py}$	-0,25	0,6	-0,3		
	5	$1,08 \cdot 10^5$			0,75	0		
Погрешность формы детали Δ_f , в мк	2	$4,86 \cdot 10^5$	$\frac{j_{\max} - j_{\min}}{j_{\max} \cdot j_{\min}} K_{Py}$	0,9	0,6	-0,3		
	5	$1,08 \cdot 10^5$			0,75	0		
Тепло, отводимое на 1 мм детали q_d , в ккал/мм	2	$2,78 \cdot 10^{-8}$	$d K_{\tau_d} K_{P_z}$	0,9	-0,7	-0,65		
	5	$8,5 \cdot 10^{-4}$				-0,5		
Температурная деформация резца a_p , в мк	2 и 3	1312	$F^{-1} L_p^{0,6} K_{P_z}$	0,6	0,5	0,35		
	5 и 6	216,5				0,5		
Относит. размерн. износ резца n_o , в мк	2	2,5	K_{u_o}	0,2	0,6	0,4		
	3	0,04				0,1	0,4	1,0
	5 и 6	0,198				0,7	0,6	1,0

Примечание: значение коэффициентов K_{P_x} , K_{P_y} , K_{P_z} и K_v см. [1], значение коэффициентов K_R , K_{H_A} , K_{τ_d} и K_{u_o} следует определить экспериментально.

В таблице 3 и 4 приняты обозначения:

- K_{P_z} , K_v , K_{M_p} и т. д. — поправочные коэффициенты по нормативам режимов резания [1, 2 и т. д.];
 t_{\max} и t_{\min} — соответствующие глубины резания, в мм;
 j_c — жесткость системы «СПИД», в кгс/м;
 j_{\max} и j_{\min} — соответствующие жесткости системы «СПИД», в кгс/мм;
 d — диаметр детали, в мм;
 K_R , K_{H_A} , K_{τ_d} и K_{u_o} — поправочный коэффициент в унифицированных формулах для расчета соответственных величин;
 F — сечение резца, в мм²;
 L_p — вылет резца, в мм.

Значения коэффициентов и показателей степени в унифицированных формулах для обработки отверстий

Индекс вида обраб. отверст.	Показатели режима обработки отверстий										
	Крутящий момент $M_{кр}$, в кгс/м						Мощность N , в квт				
	C_M	K_M	x_M	y_M	z_M	C_N	K_N	x_N	y_N	z_N	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
11	0,138	K_{MM}	2,0	0,8	0	0,0225	K_{MM}	1,0	0,8	1,0	
12	0,09	DK_{MM}	0,9	—	—	0,0294	—	0,9	—	—	
13	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
14	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
15	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
17	0,765	$D^{0,75} K_{MM}$	0,8	0,95	0	0,25	$D^{-0,25} K_{MM}$	0,8	0,95	1,0	
18	0,943	—	—	—	—	0,308	—	—	—	—	
19	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
21	0,084	K_{MM}	2,0	0,8	0	0,0137	K_{MM}	1,0	0,8	1,0	
22	0,085	DK_{MM}	0,75	—	—	0,0278	—	0,75	—	—	
23	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
24	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
25	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
26	0,132	K_{MM}	2,0	0,95	0	0,0216	K_{MM}	1,0	0,95	1,0	
27	0,170	$D^{0,85} K_{MM}$	0,8	0,7	0	0,0556	$D^{-0,15} K_{MM}$	0,8	0,7	1,0	
28	0,196	—	—	—	—	0,0641	—	—	—	—	
29	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	

Индекс	Показатели режима обработки отверстий									
	Осевая сила P_x в кгс					Стойкость реза T , в мин				
	C_x	K_x	x_x	y_x	z_x	C_T	K_T	x_T	y_T	z_T
11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
12	136	K_{M_p}	1,0	0,7	0	$6,73 \cdot 10^4$	K_v^5	2,0	-3,5	-5,0
13	37,8		1,3			$1,116 \cdot 10^6$	$D^2 K_v^5$	-1,0	-2,5	
14						$1,08 \cdot 10^4$	$DK_v^{3,33}$	-0,67	-1,67	-3,33
15						$3,59 \cdot 10^2$	$D^{0,75} K_v^{2,5}$	-0,5	-1,63	-2,5
17						$1,36 \cdot 10^4$	$D^{2,4} K_v^4$	-0,8	-1,2	-4,0
18						$1,05 \cdot 10^5$				
19						167	$D^{0,43} K_v^{1,14}$	0	-0,87	-1,14
21	85,4	K_{M_p}	1,0	0,8	0	$8,52 \cdot 10^9$	K_v^8	2,0	-4,4	
22			1,2	0,4		$2,92 \cdot 10^{10}$				
23	23,5					$8,99 \cdot 10^{10}$	$D^2 K_v^8$	-0,8	-3,2	-8,0
24						$1,56 \cdot 10^{10}$	$D^{1,5} K_v^8$			
25						$3,51 \cdot 10^9$	$D^{0,67} K_v^{3,33}$	-0,33	-1,67	-3,33
26	150	K_{M_p}	1,0	0,87	0	$2,89 \cdot 10^4$	$K_v^{2,5}$	1,25	-1,25	
27						$2,39 \cdot 10^4$	$D^{1,25} K_v^{2,5}$			-2,5
28						$1,13 \cdot 10^5$	$DK_v^{2,5}$	-0,375	-1,125	
29						$3,34 \cdot 10^4$	$D^{0,44} K_v^{2,22}$	0	-1,25	-2,22

Примечание: при сверлении глубина резания $t = \frac{D}{2}$ (D — диаметр отверстия), значения коэффициентов K_v .

Унифицированные формулы облегчают разработку новых методов определения режимов резания и дают возможность конструирования специальных вычислительных машин для расчета режимов резания.

Коэффициенты и показатели степени унифицированных формул по таблицам 3 и 4 являются только первой попыткой решения этого вопроса. Часть их составлена на основе малого количества экспериментов и нуждаются в дальнейшем уточнении (R_z , H_A , Δ_d , Δ_f , q_d , a_f и u_o).

II. Определения и терминология

В зависимости от качественных требований на детали и конкретных условий работ, технолог определяет показатели режима резания — P_z , T , N , R_z и т. д. Применяя унифицированные формулы, или любые другие способы, можно в дальнейшем выбрать элементы режимов резания (t , s и v), удовлетворяющие зависимости для одного из этих показателей.

Под «технологическими режимами резания» подразумевается такое сочетание глубины, подачи и скорости резания, при которых в данных конкретных производственных условиях обеспечивается соответствующее значение одного из показателей режима резания.

Например, когда выбирается режим резания в зависимости от эффективной мощности станка N , получаем технологический режим резания, обеспечивающий использование станка по мощности. Когда выбирается режим резания в зависимости от высоты неровностей обработанной поверхности R_z , получаем технологический режим резания, обеспечивающий требуемую чистоту поверхности и т. д.

Необходимо отметить, что при определении показателя периода стойкости T имеется две возможности.

Выбрать величину периода стойкости, обеспечивающей наибольшую производительность станка — T_n , или величину периода стойкости, обеспечивающей наименьшую себестоимость обработки и, следовательно, наибольшую производительность общественного труда, т. е. экономическую стойкость режущего инструмента — $T_э$.

Так как на большинстве республиканских машиностроительных заводов не внедрена центральная заточка инструментов, то можно эти стойкости определить по формулам:

$$T_n = (z_T - 1) (t_{cm} + t_{зат}) \text{ мин}, \quad (2)$$

$$T_э = (z_T - 1) \left(t_{cm} + t_{зат} \frac{C}{E} \right) \text{ мин}, \quad (3)$$

где z_T — показатель степени при скорости резания в унифицированной формуле стойкости;

$t_{см}$ — время смены и подналадки инструмента за период его стойкости, в мин;

$t_{зат}$ — время заточки инструмента, в мин;

C — стоимость инструмента за период его стойкости, в коп.;

E — сумма заработной платы станочника и затраты, связанные с эксплуатацией станка за одну минуту работы станка, в коп.

Одним из слагаемых нормы времени является основное время обработки. Следовательно, чем меньше основное время, тем больше производительность станка, при условии, что при уменьшении основного времени остальная часть нормы времени также уменьшается, не меняется или увеличение его не превышает уменьшения основного времени. Из теории резания известно, что основное время обработки детали обыкновенно тем меньше, чем больше произведение глубины резания t (мм), подачи s (мм) и скорости резания v (м/мин).

Это произведение с соответствующим коэффициентом (зависящим от разности диаметров заготовки и детали и т. д.) дает объем металла, обрабатываемого в стружку в единицу времени (см³/мин) и представляет собой «объемную производительность процесса резания». Произведение можно условно назвать «интенсивностью резания I». Для определения операций, когда припуск известен, понятие «интенсивность резания I» можно использовать как условный показатель производительности металлорежущего станка. Наибольшую производительность станка в минуту получаем при наибольшем значении интенсивности резания, следовательно и каждого из сомножителей:

$$I_{\max} = t_{\max} s_{\max} v_{\max} \text{ см}^3/\text{мин.}$$

В практике при точении дан диаметр заготовки, следовательно и припуск, а при сверлении диаметр отверстия, и тогда наибольшим значением t является припуск или половина диаметра отверстия. Припуск в большинстве случаев целесообразно снимать за один проход. Исходя из этого в большинстве случаев нужно определить режим резания в условиях, когда глубина резания t является постоянной. Переменными являются подача s и скорость резания v . При решении вопроса о наибольшей производительности резания следует иметь в виду, что в таких условиях производительность пропорциональна произведению sv . Условно можно это произведение называть «поверхностной производительностью

процесса обработки» Π , которая определяется площадью полученной поверхности при обработке отверстия, или при точении площадью заготовки, обрабатываемой в единицу времени:

$$\Pi = 10 \text{ sv cm}^2/\text{мин.}$$

Все задачи о наивыгоднейшей обработке деталей на станках подчинены одной основной цели — увеличению производительности станков при заданной точности и чистоте обработки деталей с учетом целесообразного использования режущих свойств инструмента и возможностей системы СПИД. Следовательно, при определении режимов резания критерием производительности станка является в нашем случае — поверхностная производительность Π .

Для наглядного объяснения предлагаемых понятий и терминологии рассмотрим пример назначения элементов режима резания при скоростном точении стали $\sigma_b = 75 \text{ кгс/мм}^2$ с помощью логарифмической номограммы по фиг. 1 (фиг. 1—4 см. на приложениях 1, 2), где координатами являются подача s и скорость резания v . Величина поверхностной производительности изображена соответствующей шкалой или вспомогательными линиями, под углом в 45° к координатам.

Показатели режима резания рассчитаны при определенной величине глубины резания ($t = \text{пост.}$) по унифицированным формулам. В результате получаем в логарифмических координатах целый ряд линейных функций, которые можно назвать «характеристиками показателей режима резания» T_n , T_s , N_s , P_z , R_z , Δ_d и q_d .

Численные значения показателей (фиг. 1) выбраны как пример.

Точка, обозначающая выбранный технологический режим резания, должна находиться на соответствующей характеристике.

Для различных выбранных технологических режимов резания, находящихся на одной и той же характеристике, поверхностная производительность различна.

Например, выбирая технологический режим резания на основании экономической стойкости резца по характеристике $T_s = 60 \text{ мин}$ (фиг. 1), целесообразно выбрать такой технологический режим резания, при котором поверхностная производительность была бы больше, что достигается увеличением подачи. Для подачи $s = 0,27 \text{ мм}$ и скорости резания $v = 240 \text{ м/мин}$ и поверхностной производительности $\Pi = 648 \text{ см}^2/\text{мин}$, этот режим является технологическим и для вертикального усилия резания $P_z = 50 \text{ кгс}$.

Большей подачи нельзя выбрать, т. к. тогда вертикальное усилие резания будет больше, чем допускают технологические расчеты для усилия резания $P_z = 50$ кгс.

Такой режим резания, при котором в конкретных производственных условиях и для рассчитанных или определенных иным способом показателей режима резания достигается наибольшая производительность станка, следует назвать «оптимальным режимом резания». Когда выбирается оптимальный режим резания на основании экономической стойкости реза — T_s , как было изложено выше, тогда получим «оптимальный экономический режим резания» — R_s , обеспечивающий в данных условиях небольшую производительность общественного труда и наименьшую стоимость операции.

Когда выбирается оптимальный режим резания по стойкости инструмента, обеспечивающего наибольшую производительность металлорежущего станка — T_n , тогда мы получаем «оптимальный производительный режим резания» — R_n , обеспечивающий наибольшую производительность на данном рабочем месте.

По фиг. 1 оптимальным производительным режимом резания является $s = 0,28$ мм, $v = 300$ м/мин и $P = 840$ см²/мин.

В серийном и массовом производстве экономически обоснована переделка системы СПИД и реорганизация производства так, чтобы ограничивающие характеристики, на основании которых определен оптимальный режим резания, переместились бы на графике дальше так, чтобы производительность обработки повысилась бы.

На нашем примере (фиг. 1) ограничивающими характеристиками являлись стойкость инструмента и вертикальное усилие резания. Принимаем, что $t_{см} = 2$ мин, $t_{зат} = 3$ мин и $\frac{C}{E} = 10$ мин, тогда мы имеем:

$$T_n = (5 - 1)(2 + 3) = 20 \text{ мин.}$$

$$T_s = (5 - 1)(2 + 3 + 10) = 60 \text{ мин.}$$

Если предположить, что в условиях серийного и массового производства будет организована центральная заточка инструмента и что одна минута работы заточного станка в три раза дешевле, чем минута работы токарного станка, то новые показатели стойкости реза будут:

$$T'_n = (5 - 1)(2 + 0) = 8 \text{ мин.}$$

$$T'_s = (5 - 1)(2 + \frac{1}{3} \cdot 3 + 10) = 52 \text{ мин.}$$

Далее полагаем, что после переделки системы СПИД новый технологический расчет даст новое, более высокое значение показателя режима резания для вертикального усилия резания — $P'_z = 100 \text{ кгс}$.

На основании новых показателей режима резания штриховыми линиями на фиг. 1 вычерчены новые характеристики, для которых новым оптимальным экономическим режимом является $s = 0,65 \text{ мм}$, $v = 190 \text{ м/мин}$ и $\Pi = 1235 \text{ см}^2/\text{мин}$, обозначенный точкой O_9 .

При стойкости инструмента, обеспечивающего наибольшую производительность металлорежущего станка T_{Π} , получаем новый оптимальный производительный режим резания

$$s = 0,70 \text{ мм}, v = 265 \text{ м/мин} \text{ и } \Pi = 1855 \text{ см}^2/\text{мин},$$

обозначенный точкой O_9 .

Для определения оптимальных режимов резания на основании унифицированных формул можно вывести формулы для расчета элементов режима резания.

Как видно из фиг. 1, оптимальному режиму резания соответствует точка пересечения двух ограничивающих характеристик. Предполагаем, что при этом ограничивающими характеристиками были A и B . Тогда соответствующие унифицированные формулы были бы:

$$A = C_A t^{x_A} s^{y_A} v^{z_A} K_A,$$

$$B = C_B t^{x_B} s^{y_B} v^{z_B} K_B.$$

Если глубина резания $t = \text{пост.}$, тогда подача

$$s_0 = \left(\frac{B}{A} \right)^{\frac{z_A - z_B}{y_B z_A - y_A z_B}} \left(\frac{C_A K_A}{C_B K_B} \right)^{\frac{z_B - z_A}{y_B z_A - y_A z_B}} \frac{x_A z_B - x_B z_A}{t} \frac{y_B z_A - y_A z_B}{y_B z_A - y_A z_B} \text{ мм} \quad (5)$$

и соответствующая скорость резания

$$v_0 = \left(\frac{A}{C_A K_A} \right)^{\frac{1}{z_A}} t^{-\frac{x_A}{z_A}} s_0^{-\frac{y_A}{z_A}} \text{ мм.} \quad (6)$$

Следует отметить, что при выборе режимов резания по графику фиг. 1 условно годны все режимы, при которых точка, обозначающая элементы выбранного режима резания, находится на площади, ограниченной соответствующими предельными характеристиками. В рассмотренном случае, когда точка находится выше характеристики T_{Π} , расход инструментов будет большим и производительность низкой. Когда точка

находится ниже характеристики q_d , тогда температурная деформация детали будет больше, чем разрешает точность обработки. В случае нахождения точки с правой стороны характеристик P_z , Δ_d , R_z и N_s усилия резания, допуск диаметра, высота неровности или эффективная мощность резания будут больше, чем технологически допустимо.

Поскольку мы назначаем режим резания с некоторой погрешностью, желательно его выбрать так, чтобы соответствующая точка на фиг. 1 лежала между двумя стойкостными характеристиками T_s и T_n . Если же точка, соответствующая выбранному режиму, окажется выше характеристики T_n или ниже характеристики T_s , то стоимость операции в обоих случаях повысится, а производительность упадет.

III. Центрограммы для определения режимов резания

Общезвестны способы определения режимов резания с помощью формул, таблиц, номограмм, циклограмм, расчетных линеек, электронно-вычислительных машин и т. д. Эти методы удобны при определении технологических режимов резания. Для определения оптимальных режимов резания перечисленные методы не годны или не удобны, так как для получения окончательного ответа необходимо сделать ряд дополнительных расчетов и повторных вычислений.

Для комплексного определения режимов резания ниже предлагается наглядный графический метод по фиг. 1.

На одной центральнорасположенной номограмме можно видеть зависимости режима резания от нескольких характеристик показателей режима резания. Для учета изменения величин показателей, в зависимости от разных факторов и для вспомогательных действий, составлены дополнительные номограммы, расположенные вокруг центральной номограммы.

Для комплексного решения задачи нужно с помощью боковых номограмм определить новое местоположение характеристик на центральной номограмме и поэтому эти номограммы можно назвать центрограммами.

Использование центрограммы для определения режимов резания довольно просто, когда фактические условия выполнения операций соответствуют условиям, для которых вычерчены характеристики, и только величину показателя требуется изменить. Тогда с помощью соответствующей шкалы можно вычертить новые параллельные характеристики и по ним определить соответствующие режимы резания.

В том случае, когда режим резания уже назначен, через точку, обозначающую этот режим на центрограмме, можно

провести ряд линий параллельных соответствующим характеристикам и определить фактические величины показателей режима резания. Например, на фиг. 1 для оптимального производительного режима резания (точка O_n) найдем, что $T_n' = 8$ мин, $P_z' = 100$ кгс, $N_z' = 4,4$ квт, $R_z' = 26$ мк и $\Delta_d = 0,074$ мм.

Когда фактические условия выполнения операций не совпадают с условиями, для которых вычерчены характеристики, необходимо использовать соответствующие вспомогательные номограммы, как это показано для характеристики вертикального усилия резания P_z . Исходные условия здесь показаны у вертикальной линии на каждой шкале, а именно: $P_z = 50$ кгс, $t = 1$ мм, $\sigma_b = 75$ кгс/мм², $\varphi = 45^\circ$, $\gamma = +10^\circ$ и износ по задней грани резца $h = 1$ мм. Если фактическими условиями задачи являются: $P_z = 150$ кгс, $t = 2,0$ мм, $\sigma = 50$ кгс/мм², $\varphi = 90^\circ$, $\gamma = -10^\circ$ и $h = 2$ мм, то для того, чтобы определить новое месторасположение соответствующей характеристики P_z'' , нужно отрезки шкал, обозначенные на чертеже B_1, A_2, B_3, B_4, A_5 и A_6 , сложить алгебраически, т. е. с учетом их знаков.

В результате суммирования новое место характеристики может быть с левой или с правой стороны от начального места. Для наглядности те условия, в результате которых характеристика двигается влево, обозначены буквами A_1, A_2 и т. д., а те условия, в результате которых характеристика двигается вправо, обозначены буквами B_1, B_2 и т. д. Новое место, характеристика (P_z), определяется алгебраической суммой

$$\Sigma A + \Sigma B.$$

На основании унифицированных формул составлены центрограммы для определения режимов резания при скоростном точении стали — фиг. 2 и 3 и обработке отверстий в чугуне — фиг. 4. Центрограмма фиг. 2 предназначена для определения режимов резания, а центрограмма фиг. 3 для определения величин соответствующих показателей режима резания, на основании которых можно рассчитывать точность обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. НИБТН. Режимы резания черных металлов инструментом, оснащенным твердым сплавом. Машгиз, 1958.
2. ЦБПНТ. Общемашиностроительные нормативы режимов резания и времени для технического нормирования работ на сверлильных станках. Машгиз, 1959.
3. ЛПИ. Точность механической обработки и пути ее повышения. Машгиз, 1951.
4. Э. О. Лийвер. Определение оптимальных режимов скоростного точения. На эстонском языке. Эстонское государственное издательство, Таллин, 1955.
5. Э. О. Лийвер. Новый метод корректирования режимов скоростного резания. На эстонском языке. СМ ЭССР, ГНТК, 1959.
6. Э. О. Лийвер. Зависимости производительности скоростного точения от выбора режима резания. На эстонском языке. Рукопись в библиотеке ТПИ, 1959.

УДК 621.910.71

Э. О. Лийвер

МЕТОДИКА КОРРЕКТИРОВАНИЯ РЕЖИМОВ СКОРОСТНОГО ТОЧЕНИЯ И ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЯ

В заводских условиях режимы резания, которые при индивидуальном и мелкосерийном производстве обычно выбираются рабочим-станочником на основании личного опыта, а при серийном и массовом производстве определяются технологом, нормировщиком и т. д., необходимо экспериментально доводить, корректировать их, если они не обеспечивают нужных технологических показателей режима резания — $T_{п}$, $T_{э}$, P_y , P_z , P_x , $M_{кр}$, $N_{э}$, R_z и т. д. (значение и размерность см. [1]).

Для использования метода корректирования режимов резания станочник должен знать требуемую величину показателей режима резания. Если выбранный режим резания не обеспечивает требуемую величину показателя, то необходимо изменить величину одного или нескольких элементов режима резания. Важно выяснить, какие элементы режима резания следует изменить и в какой мере, чтобы производительность металлорежущего станка была бы наивыгоднейшей. Это можно сделать при помощи соответствующих формул, центрограмм, логарифмических номограмм и правил корректирования режимов резания.

10. Определение технологических режимов резания методом корректирования

Под технологическим режимом резания подразумевается такое сочетание глубины резания, подачи и скорости резания, при которых в данных конкретных производственных условиях достигается по технологическим расчетам определенная величина показателя режимов резания (T , N , P_z , R_z и т. д.).

11. Формулы

Для определения технологического режима резания методом корректирования предполагаем, что при начальном исходном режиме резания были: глубина резания t_0 мм, подача s_0 мм и скорость резания v_0 м/мин, интенсивность резания $I_0 = t_0 s_0 v_0$ см³/мин и соответствующий показатель режима резания A_0 (буква A — символ любого показателя режима резания, T , N , P_z и т. д.).

Для получения предвиденного показателя A нужно выбрать новые величины элементов режима резания так, чтобы величина показателя изменилась бы в i_A раз.

$$A = i_A A_0.$$

Чтобы получить этот результат с изменением только глубины резания, нужно изменить глубину резания в i_t раз.

На основании унифицированных формул режимов резания получаем:

$$A = i_A A_0 = C_A (i_t t_0)^{x_A} s_0^{y_A} v_0^{z_A} K_A.$$

Следовательно,

$$i_A = i_t^{x_A} \text{ и } i_t = i_A^{\frac{1}{x_A}}.$$

Тогда

$$I = i_t t_0 s_0 v_0 = I_0 i_t = I_0 i_I$$

и коэффициент изменения интенсивности резания

$$i_I = i_t = i_A^{\frac{1}{x_A}}.$$

Аналогичным путем можно вывести формулы для получения технологических режимов резания с изменением других элементов резания.

Для изменения показателя A_0 — i_A раз изменением только подачи, соответствующие коэффициенты будут:

$$i_s = i_A^{\frac{1}{y_A}} \text{ и } i_I = i_A^{\frac{1}{y_A}},$$

а с изменением только скорости резания, соответствующие коэффициенты будут:

$$i_v = i_A^{\frac{1}{z_A}} \text{ и } i_I = i_A^{\frac{1}{z_A}}.$$

12. Использование центрограмм для корректирования режимов резания

Сущность метода корректирования наглядно можно объяснить на центрограммах, разработанных в Таллинском политехническом институте автором статьи (см. [1, стр. 29]). На фиг. 1 вычерчена центрограмма для определения режима резания при сверлении.

Предположим, что станочник первоначально выбрал подачу $s_1 = 0,15$ мм и скорость резания $v_1 = 48,4$ м/мин. Тогда поверхностная производительность:

$$P_1 = 10s_1v_1 = 10 \cdot 0,15 \cdot 48,4 = 72,6 \text{ см}^2/\text{мин.}$$

Обозначим это точкой 1 на фиг. 1. При таком режиме стойкость инструмента слишком велика, $T_1 = 120$ мин, в то время как необходимый технологический показатель режима резания был $T = 60$ мин, для которого на фиг. 1 вычерчена соответствующая характеристика.

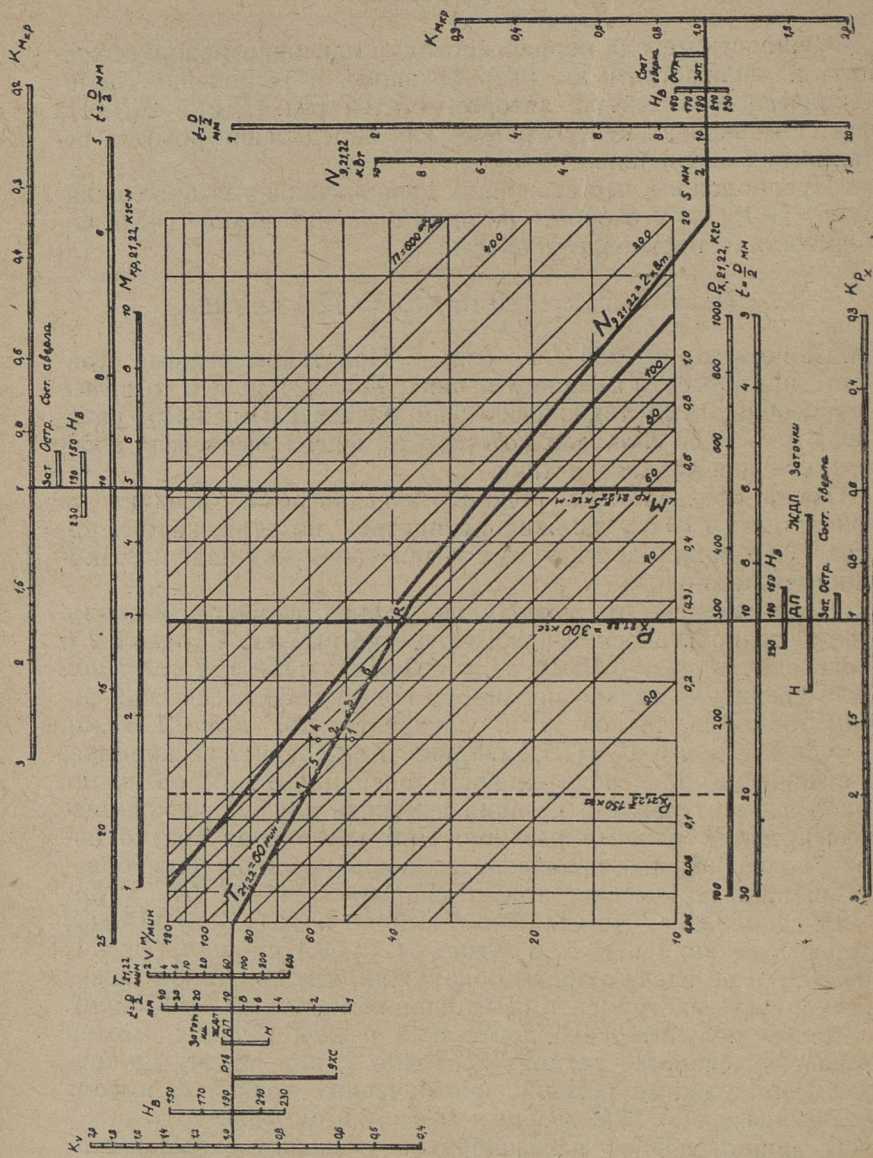
Точка, обозначающая технологический режим резания по показателю $T = 60$, должна находиться на этой характеристике. Это можно достигнуть с увеличением как подачи, так и скорости резания.

Предположим, что увеличили только скорость резания. Новый технологический режим отмечен на фиг. 1 точкой 2 и следовательно $s_2 = 0,15$ мм, $v_2 = 52,8$ м/мин и $P_2 = 79,2$ см²/мин. Если увеличили только подачу, то новый технологический режим отмечен точкой 3 и, следовательно, $s_3 = 0,176$ мм, $v_3 = 48,4$ м/мин и $P_3 = 85,2$ см²/мин. Как следует из примера, в отношении производительности операции не безразлично, какой элемент режима резания изменить для получения технологического режима резания. При увеличении только подачи поверхностная производительность увеличивается больше, чем при увеличении только скорости резания ($P_3 > P_2$).

Предположим, что станочник выбрал подачу $s_4 = 0,15$ мм, скорость резания $v_4 = 57,6$ м/мин, $P_4 = 86,4$ см²/мин (фиг. 1, точка 4) и во время работы обнаружил, что при таком режиме стойкость инструмента была слишком мала ($T_4 = 30$ мин).

Чтобы получить технологический режим резания, можно уменьшить скорость резания до точки 2, или подачу до точки 5. При режиме резания, обозначенном точкой 5, имеем: $s_5 = 1,28$ мм, $v_5 = 57/6$ м/мин и $P_5 = 73,5$ см²/мин.

В данном случае целесообразно уменьшить только скорость резания, так как при этом поверхностная производительность уменьшится с $P_4 = 86,4$ см²/мин до $P_2 = 79,2$ см²/мин, а при уменьшении только подачи поверхностная производи-



Фиг. 1. Центrogramма для определения режима резания при сверлении. Материал заготовки — серый чугун

тельность уменьшилась бы до $P_5 = 75,5 \text{ см}^2/\text{мин}$ — значит больше, чем с уменьшением скорости резания.

В рассмотренном примере мы предполагаем, что стойкость инструмента $T = 60 \text{ мин}$ была технологом назначена обоснованно.

Центрограммы предназначены в основном для научных и инженерно-технических работников при предварительном определении режимов резания или для исследования влияния разных факторов (геометрии резца и т. д.) на производительность станка и качество продукции.

Использование формул или центрограмм для корректирования режимов резания станочником неудобно и для этой цели лучше нижеуказанные методы, а именно: использование специальных номограмм или соответствующих правил корректирования.

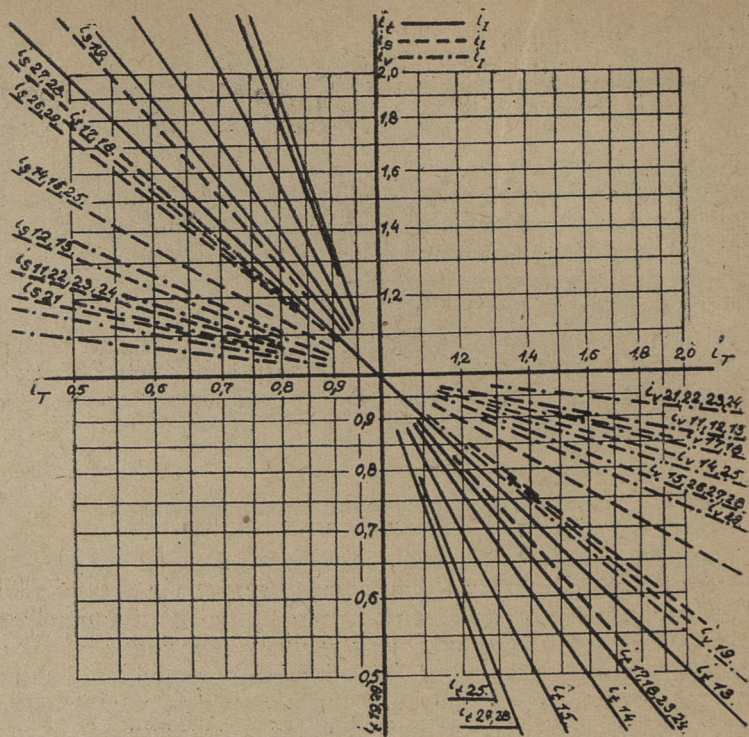
13. Логарифмические номограммы

Сущность использования логарифмических номограмм корректирования заключается в следующем. По горизонтальной координате откладывается логарифмическая шкала соответствующего коэффициента изменения технологического показателя режима резания i_A , а по вертикальной координате откладывается логарифмическая шкала коэффициентов изменения элементов резания и интенсивности резания i_t , i_s , i_v и i_l . Для определения величины этих коэффициентов вычерчены соответствующие характеристики (отмеченные соответственно буквами i_t , i_s , i_v и i_l) и с числовым индексом вида обработки (см. таблицы 1 и 2 [стр. 31 и 32]).

Если известен коэффициент изменения технологического показателя режима резания i_A , можно из номограммы определить все другие коэффициенты, необходимые для корректирования режима резания.

Из номограммы фиг. 2 видно, что при обработке отверстия для увеличения стойкости в два раза ($i_T = 2$) при сверлении чугуна можно, в частности, пользуясь характеристикой i_{s21} уменьшить подачу ($i_{s21} = 0,85$), при чем интенсивность резания уменьшится на такую же величину ($i_l = 0,85$).

Если уменьшить только скорость резания, то по характеристике i_{v21} видно, что для получения того же результата ($i_T = 2$) нужно скорость резания снизить в меньшей степени ($i_{v21} = 0,92$) и по той же характеристике интенсивность резания уменьшится тоже меньше ($i_l = 0,92$). Следовательно, станочник прямо видит, что в первую очередь нужно уменьшить скорость резания, а если это невозможно, то подачу.

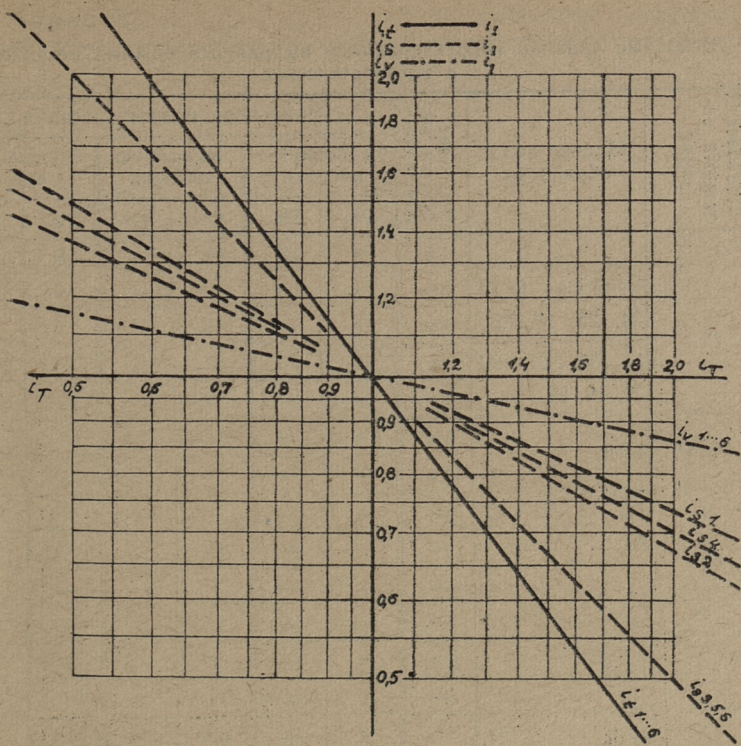


Фиг. 2. Логарифмическая номограмма для определения методом корректирования технологического режима резания по стойкости инструмента T при обработке отверстия

Из номограммы фиг. 3 видно, что при скоростном точении для увеличения стойкости резца T в два раза ($i_T = 2$), нужно уменьшить скорость резания в 0,87 раз ($i_v = 0,87$), подачу от 0,5 до 0,735 раз ($i_{s\ 3, 5, 6} = 0,5, i_{s2} = 0,672, i_{s4} = 0,704, i_{s1} = 0,735$) и глубину резания в 0,4 раза ($i_t = 0,4$). При этом выгоднее всего уменьшить скорость резания, так как тогда интенсивность резания $I = 0,87 I_0$ ($i_t = 0,87$); при уменьшении подачи интенсивность резания $I = (0,5 \dots 0,735) I_0$, а при уменьшении глубины резания интенсивность резания только $I = 0,4 I_0$.

14. Правила корректирования

На основании математического анализа унифицированных формул, центрограмм и номограмм корректирования составлена таблица 1, в которой представлены основные правила



Фиг. 3. Логарифмическая номограмма для определения методом корректирования технологического режима резания по стойкости реза T при скоростном точении

корректирования выбранного режима резания в технологический режим так, чтобы интенсивность резания повышалась бы.

Из таблицы 1 видно, какой из элементов режима резания более целесообразно изменить в первую очередь, какой другой элемент режима резания следует изменить во вторую очередь и как в последнюю очередь изменить величину третьего элемента режима резания.

Уменьшать величины элементов режима резания, обозначенных *, нецелесообразно, так как при этом уменьшается и интенсивность резания. Практически следует увеличить величины этих элементов режима резания. При этом интенсивность резания увеличивается и уменьшаются соответствующие показатели режима резания, что нам выгодно.

Таблица 1

Основные правила корректирования выбранного режима резания в технологические

Показатели режима резания	Индекс вида обработки	Изменение величин пок. реж. резания	Изменение режима резания					
			в первую очередь		во вторую очередь		в последнюю очередь	
			ув.	ум.	ув.	ум.	ув.	ум.
1	2	3	4	5	6	7	8	9
T	1—6, 13—18, 23, 24, 25, 27, 28,	ув.	—	v	—	s	—	t
		ум.	t	—	s	—	v	—
	11, 12, 21, 22, 26, 19, 29,	ув.	—	v	—	s	—	—
		ум.	s	—	v	—	—	—
P _x ; P _y ; P _z ;	1—6,	ув.	s	—	t	—	—	v*
		ум.	v	—	—	t	—	s
P _x	11, 12, 21, 22, 26,	ув.	s	—	—	—	—	—
		ум.	—	s	—	—	—	—
	13, 23,	ув.	s	—	t	—	—	—
		ум.	—	t	—	s	—	—
N	1—3,	ув.	s	—	v	—	t	—
		ум.	—	t	—	v	—	s
	4—6, 11, 12, 21, 22, 26,	ув.	s	—	v или t	—	t или v	—
		ум.	—	t или v	—	v или t	—	s
	13, 27, 28,	ув.	s	—	t	—	v	—
		ум.	—	v	—	t	—	s
	17, 18, 23,	ув.	t	—	s	—	v	—
		ум.	—	v	—	s	—	t
M _{кД}	11, 12, 21, 22, 26,	ув.	s	—	—	—	—	—
		ум.	—	s	—	—	—	—
	13, 27, 28,	ув.	s	—	t	—	—	—
		ум.	—	t	—	s	—	—
	17, 18, 23,	ув.	t	—	s	—	—	—
		ум.	—	s	—	t	—	—
R _z	1, 2, 4, 5,	ув.	s	—	—	—	—	v*
		ум.	v	—	—	s	—	—
	3, 6,	ув.	s	—	—	—	—	—
		ум.	—	s	—	—	—	—

1	2	3	4	5	6	7	8	9
H_A	2,	ув.	t	—	—	v^*	—	s^*
		ум.	s	—	v	—	—	t
Δ_d	2,	ув.	s	—	—	v^*	—	t^*
		ум.	t	—	v	—	—	s
	5,	ув.	s	—	—	—	—	t^*
		ум.	t	—	—	s	—	—
Δ_f	2,	ув.	v	—	s	—	t	—
		ум.	—	t	—	s	—	v
	5,	ув.	s	—	t	—	—	—
		ум.	—	t	—	s	—	—
q_d	2, 5,	ув.	t	—	—	s^*	—	v^*
		ум.	v	—	s	—	—	t
α_p	2, 3,	ув.	v	—	s	—	t	—
		ум.	—	t	—	s	—	v
	5, 6,	ув.	v или s	—	s или v	—	t	—
		ум.	—	t	—	s или v	—	v или s
u_0	2,	ув.	t	—	v	—	s	—
		ум.	—	s	—	v	—	t
	3,	ув.	t	—	s	—	v	—
		ум.	—	v	—	s	—	t
	5, 6,	ув.	s	—	t	—	v	—
		ум.	—	v	—	t	—	s

Примечание: в таблице использованы сокращения: ув. — увеличить и ум. — уменьшить.

20. Методы корректирования технологических режимов для увеличения интенсивности резания

Как видно из фиг. 1, при технологических режимах резания по любой характеристике соответствующего показателя режима резания можно выбрать разные величины элементов резания, тогда и интенсивность резания будет разная. Нам выгоден такой технологический режим резания, при котором интенсивность резания наибольшая для рассматри-

ваемой характеристики, если при этом другие показатели выбранного режима резания в данном случае не лимитируют. Для этой цели разработаны нижеследующие методы.

21. Формулы

Предположим, что имеем уже технологический режим резания по показателю режима резания A , который при корректировании должен остаться постоянным.

При условии, что глубина резания t_0 назначена и должна остаться постоянной, по унифицированным формулам можно рассчитать, что:

при изменении скорости резания в i_v раз ($v = i_v v_0$), нужно изменить подачу по формуле:

$$s = s_0 i_v^{-\frac{z_A}{y_A}}$$

В этом случае интенсивность резания будет

$$I = t_0 s v = t_0 s_0 i_v^{-\frac{z_A}{y_A}} v_0 i_v = I_0 i_v^{1 - \frac{z_A}{y_A}}$$

При изменении подачи в i_s раз ($s = s_0 i_s$), нужно изменить и скорость резания по формуле:

$$v = v_0 i_s^{-\frac{y_A}{z_A}}$$

4) соответствующая интенсивность резания будет:

$$I = I_0 i_s^{1 - \frac{y_A}{z_A}}$$

Аналогичные формулы можно вывести и для условий, когда подача s_0 предназначена и должна оставаться постоянной и для условий, когда скорость резания v_0 предназначена и должна оставаться постоянной.

22. Использование центрограмм

Предположим, что станочник выбрал технологический режим резания по стойкостной характеристике $T = 60$ мин, соответствующий точке 3 на центрограмме фиг. 1 со следующими данными: $s_3 = 1,76$ мм, $v_3 = 48,4$ м/мин и $P_3 = 85,2$ см²/мин.

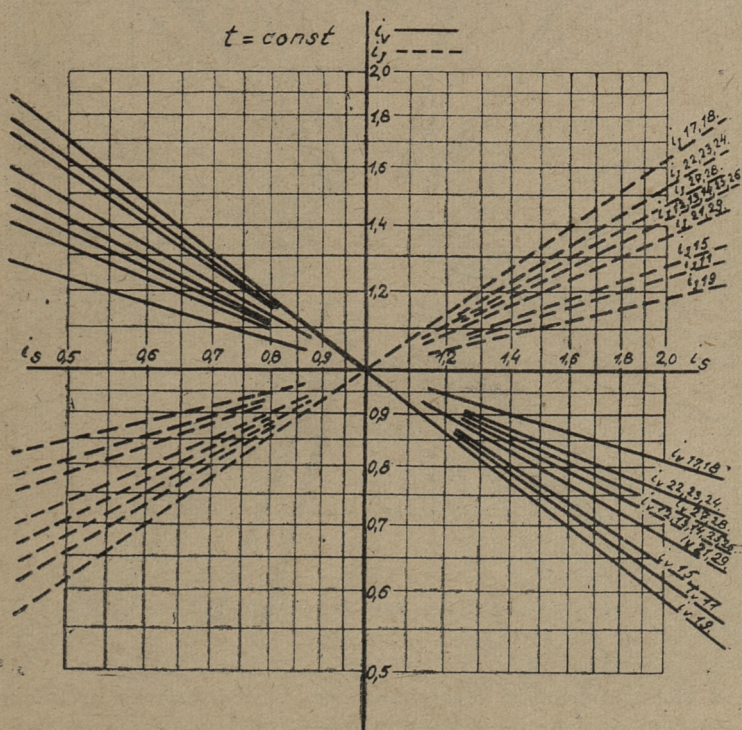
Из графика видно, что для увеличения интенсивности резания нужно увеличить подачу, т. е. двигаться по характеристике $T = 60$ мин вправо. Предположим, что станочник решил увеличить подачу до $s_6 = 0,2$ мм. Соответственно нужно умень-

шить скорость резания до $v_6 = 45 \text{ м/мин}$, но при этом все-же увеличивается поверхностная производительность резания до $\Pi_6 = 90 \text{ см}^2/\text{мин}$.

Если теперь по результатам работы выяснилось бы, что другие показатели режима резания ($P_z, N_э, R_z$ и т. д.) не достигли еще большей величины, чем технологически допустимо, то можно снова произвести корректировку и так до тех пор, пока один из других показателей режима резания превзойдет допускаемую величину. Тогда нужно снова уменьшить подачу и увеличить скорость резания.

23. Логарифмические номограммы

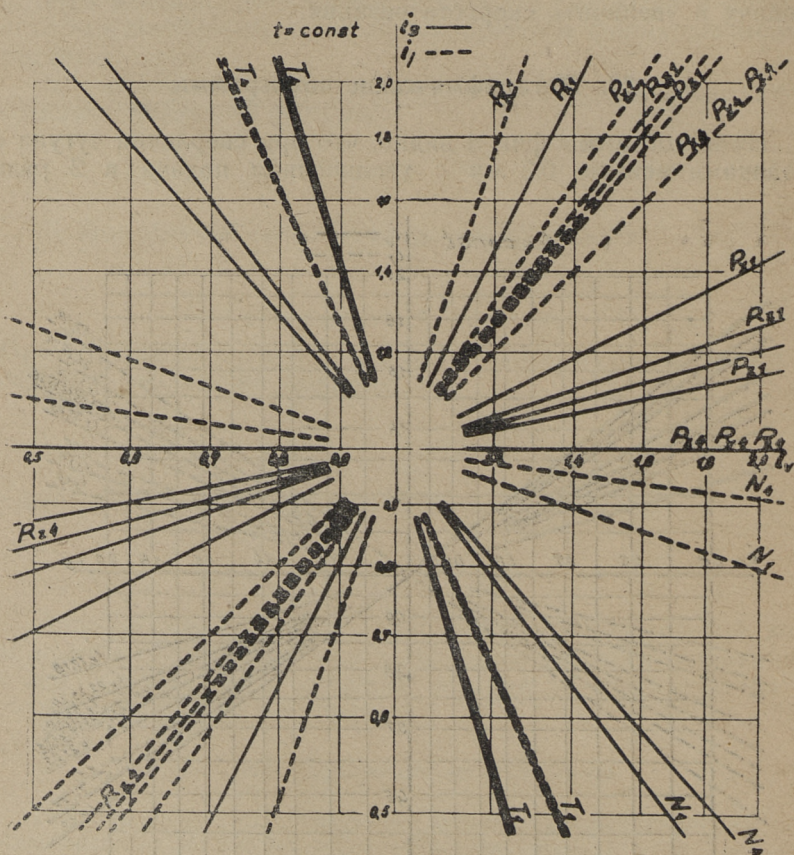
Из номограммы фиг. 4 видно, что при сверлении чугуна с подачами меньше $0,3 \text{ мм}$ с увеличением подачи в 2 раза



Фиг. 4. Логарифмическая номограмма для корректирования технологического режима резания по стойкости инструмента T при обработке отверстий для увеличения интенсивности резания, если глубина резания постоянна ($t = \text{const}$)

($i_s = 2$), нужно скорость резания уменьшить по характеристике, вычерченной сплошной линией, в 0,684 раза ($i_{v21} = = 0,684$), и новая интенсивность резания будет по характеристике, вычерченной штриховой линией, в 1,36 раза больше исходной ($i_{i21} = 1,36$).

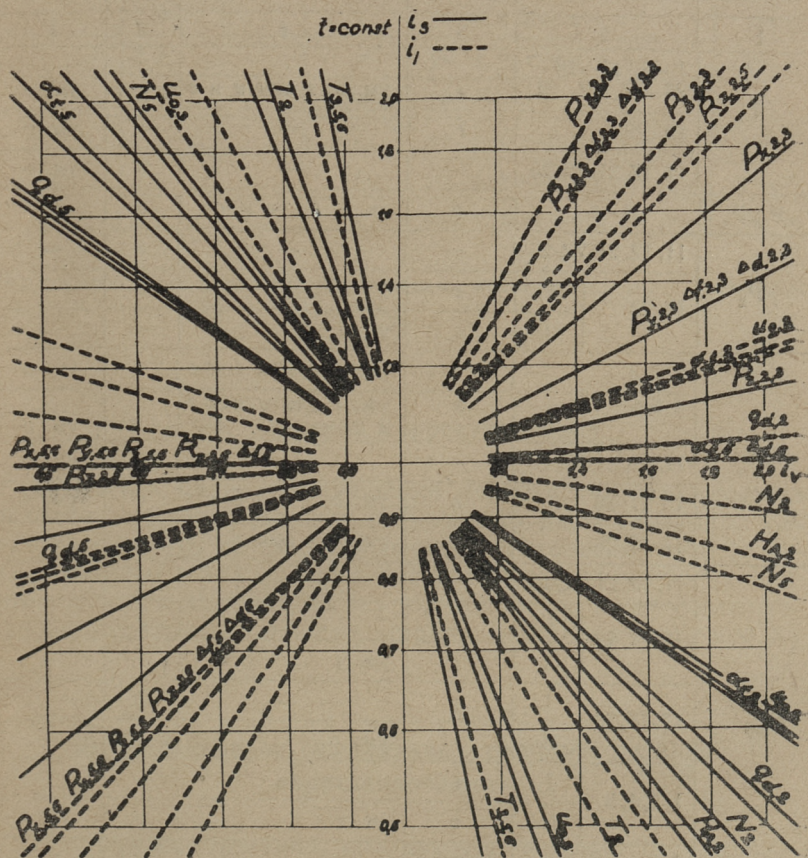
Из номограммы фиг. 5 видно, что при черновом скоростном точении чугуна для корректирования технологического



Фиг. 5. Логарифмическая номограмма для корректирования технологического режима резания по размерным показателям T , P_x , P_y , P_z , N и R_z при черновом скоростном точении стали (характеристики обозначены индексом 1 — T_1 , P_{x1} , N_1 и т. д.) и чугуна (характеристики обозначены индексом 4 — T_4 , P_{x4} , N_4 и т. д.), если глубина резания постоянна ($t = \text{const}$)

режима резания по эффективной мощности — характеристика N_4 , для повышения интенсивности резания нужно уменьшить скорость резания в 0,5 раза ($i_v = 0,5$). Тогда можно увеличить подачу в 2,18 раза ($i_s = 2,18$), а интенсивность резания увеличится в 1,09 раза ($i_t = 1,09$).

На фиг. 6 приведена логарифмическая номограмма для определения улучшенного технологического режима резания по разным показателям при чистовом и отделочном скоростном точении.



Фиг. 6. Логарифмическая номограмма для корректирования технологического режима резания по разным показателям (T , N и т. д.) при чистовом и отделочном скоростном точении стали (индексы 2 и 3) и чугуна (индексы 5 и 6), если глубина резания постоянна ($t = \text{const}$)

Основные правила улучшения технологических режимов резания

Пост. показат. режима резания	Индексы вида обработки	Изменение режима резания				
		В общем случае		Если $t = \text{пост.}$		
		в первую очередь ув.	совместно с этим	в первую очередь увел.	совмест. с этим	
1	2	3	4	5	6	
T	1—6, 13—18, 23—25, 27, 28.	t	ум. v , s или v и s	s	ум. v	
	19, 29	t	—	s	ум. v	
	11, 12, 21, 22, 26	—	—	s	ум. v	
P_x, P_y, P_z	1—6	v	ув. s , t или s и t	v	ув. s	
P_x	11, 12, 21, 22, 26	—	—	v	—	
	13, 23	I	v	—	v	—
		II	s	ум. t	—	—
N	1, 2, 3	s	ум. t , v или t и v	s	ум. v	
	4, 5, 6	s	ум. t или v или t и v	s	ум. v	
	11, 12, 21, 22, 26	—	—	s	ум. v	
	13, 27, 28	s	ум. v , t или v и t	s	ум. v	
	17, 18, 23	t	ум. v , s или v и s	s	ум. v	
$M_{кр}$	11, 12, 21, 22, 26	—	—	v	—	
	13, 27, 28	I	v	—	v	—
		II	s	ум. t	—	—
	17, 18, 23	I	v	—	v	—
		II	t	ум. s	—	—
	1, 2, 4, 5	I	t	—	—	—
II		v	ув. s	v	ув. s	
3, 6	t или v	—	v	—		
H_A	2	t	ув. s , v или s и v	s	ум. v	

1	2	3	4	5	6
A_d	2	s	ув. t , v или t и v	s	ув. v
	5	I	v	—	v
II		s	ув. t	—	—
Δ_f	2	v	ум. t , s или t и s	v	ум. s
	5	I	v	—	v
II		s	ум. t	—	—
q_d	2,5	t	ув. v , s или v и s	v	ум. s
α_p	2,3	v	ум. t , s или t и s	v	ум. s
	5,6	v или s	ум. t	—	—
u_0	2	t	ум. s , v или s и v	v	ум. s
	3	t	ум. v , s или v и s	s	ум. v
	5,6	s	ум. v , t или v и t	s	ум. v

Примечание: в таблице использованы сокращения: ув. — увеличить, ум. — уменьшить.

24. Правила корректирования

Основные правила улучшения технологических режимов резания корректированием (таблица 2) дают указания, как нужно изменить величины элементов технологического режима резания (t , v и s) для того, чтобы поверхностная производительность повышалась бы без изменения значения соответствующего показателя режима резания (например T , N_s и т. д.).

30. Определение оптимальных режимов резания корректированием

Такой режим резания, при котором в конкретных производственных условиях и для рассчитанных или определенных иным способом показателях режима резания достигается наибольшая интенсивность резания, называем оптимальным режимом резания (обозначено на фиг. 1 точкой R).

31. Формула для определения оптимальных режимов резания корректированием

Оптимальному режиму резания соответствует точка пересечения двух предельных характеристик показателей режима резания.

Первым этапом является выбор технологического режима резания любым способом. Предположим, что имеем технологический режим резания по показателю A (фиг. 1 для характеристики $T_{21, 22} = 60$ мин, точка 7) и что при этом другой предельной характеристикой другого показателя режима резания является B_0 (фиг. 1 — штриховой линией вычерчена характеристика $Px_{21, 22} = 150$ кгс). Тогда режим, соответствующий точке пересечения этих двух предельных характеристик, можно назвать рациональным режимом по этим показателям, так как:

$$A = C_A t^{x_A} s^{y_A} v^{z_A} K_A;$$

$$B_0 = C_B t_0^{x_B} s_0^{y_B} v_0^{z_B} K_B;$$

при условии, что глубина резания $t_0 = t$ постоянная, координатами точки пересечения этих характеристик (фиг. 1 точка 7) будут:

$$s_7 = \left(\frac{B_0}{A} \right)^{\frac{z_A - z_B}{y_B z_A - y_A z_B}} \left(\frac{C_A K_A}{C_B K_B} \right)^{\frac{z_B - z_A}{y_B z_A - y_A z_B}} t_0^{\frac{x_A z_B - x_B z_A}{y_B z_A - y_A z_B}};$$

и

$$v_7 = \left(\frac{A}{C_A K_A} \right)^{\frac{1}{z_A}} t_0^{-\frac{x_A}{z_A}} s_7^{-\frac{y_A}{z_A}}.$$

Для того, чтобы показатель B_0 тоже соответствовал бы технологическому показателю B , его надо умножить на коэффициент i_B :

$$B = B_0 i_B.$$

Тогда координатами точки пересечения (фиг. 1 точка R) характеристик A и B будут:

$$s_R = s_0 i_B^{\frac{z_A - z_B}{y_B z_A - y_A z_B}};$$

$$v_R = v_0 i_B^{\frac{y_A (z_A - z_B)}{z_A (y_B z_A - y_A z_B)}};$$

$$I_R = I_0 i_B \frac{(z_A - z_B)(z_A - y_A)}{z_A(y_B z_A - y_A z_B)}$$

Аналогичные формулы можно вывести и для условий, когда подача s_0 предназначена и должна оставаться постоянной и для условий, когда скорость резания v_0 предназначена и должна оставаться постоянной.

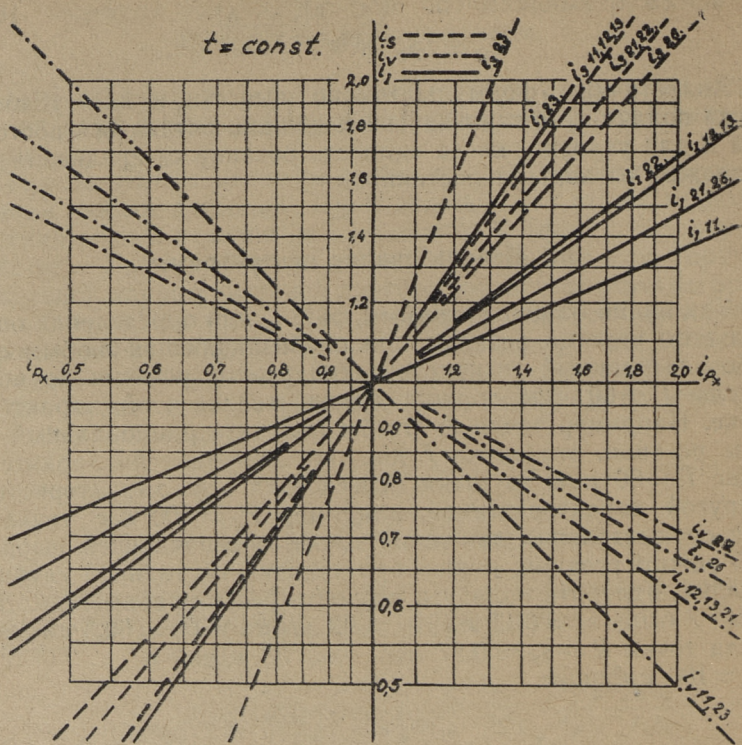
32. Использование центрограмм

Как видно из центрограммы фиг. 1, при определении оптимального режима резания точка, обозначающая любым способом выбранный технологический режим резания по показателю $T = 60$ мин, должна находиться на этой характеристике. Например точка 7. Чтобы получить рациональный режим резания, эта точка 7 должна двигаться по характеристике $T = 60$ мин до точки пересечения этой характеристики с другой характеристикой, например $P_z = 300$ кгс точка R . Для осуществления движения точки, обозначающей выбранный режим резания, нужно при условии постоянной глубины резания, изменить подачу и скорость резания совместно. Для точки 7 была $s_7 = 0,11$ мм, $v_7 = 62$ м/мин и $\Pi_7 = 60,3$ см²/мин; а для точки R — $s_R = 0,27$ мм, $v_R = 38$ м/мин и $\Pi_R = 100$ см²/мин.

33. Логарифмические номограммы

При построении логарифмической номограммы корректирования технологических режимов резания в оптимальные на горизонтальной координате в логарифмической шкале отложен коэффициент изменения одной граничной характеристики показателя режима резания B , величина которого не соответствовала приведенной технологом величине. На вертикальной координате в логарифмических шкалах отложены коэффициенты изменения двух элементов режима резания и интенсивности резания. При постоянной величине третьего элемента режима резания и любого другого показателя режима резания A , получаем три характеристики: для определения коэффициентов изменения величин двух элементов режима резания и интенсивности резания.

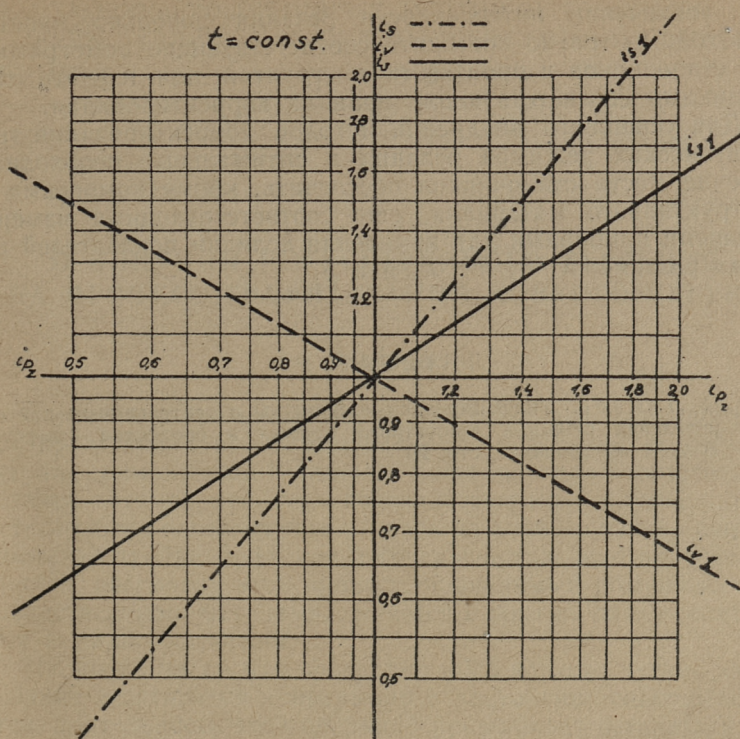
Из номограммы фиг. 7 видно, что при сверлении чугуна (индекс вида обработки 21) для увеличения осевой силы резания в два раза — $i_{px} = 2$ нужно, при заданной стойкости резца T , которая должна остаться постоянной, увеличить по-



Фиг. 7. Логарифмическая номограмма для корректирования технологического режима резания стойкости инструмента T по величине осевой силы резания P_x для разных видов обработки отверстий при постоянной глубине резания ($t = \text{const}$)

дачу в 2,38 раза ($i_{s, 21} = 2,38$) и уменьшить скорость резания в 0,62 раза ($i_{v, 21} = 0,62$), но несмотря на это, интенсивность резания I увеличивается в 1,47 раз ($i_{l, 21} = 1,47$).

Из номограммы фиг. 8 видно, что при скоростном точении для увеличения вертикального усилия резания P_z в два раза ($i_{Pz} = 2$) нужно, при заданной стойкости резца T , которая должна остаться постоянной, увеличить подачу в 2,33 раза ($i_{s1} = 2,33$), уменьшить скорость резания в 0,67 раза ($i_{v1} = 0,67$), но несмотря на это интенсивность резания увеличивается в 1,58 раза ($i_{l1} = 1,58$).



Фиг. 8. Логарифмическая номограмма для корректирования технологического режима резания относительно стойкости резца T по величине вертикальной силы резания P_z при скоростном точении, если глубина резания постоянна ($t = const$)

34. Правила корректирования

Правила корректирования технологических режимов резания в оптимальные, такие же, как правила корректирования технологических режимов резания для увеличения интенсивности резания (таблица 2).

* *
*

В заключение следует отметить, что внедрение методов корректирования выбранного режима резания в технологические и корректирования технологических режимов резания

для увеличения интенсивности резания довольно просты. Необходимо только составить соответствующие номограммы для станочников и произвести инструктаж или изучить станочниками соответствующие правила корректирования.

Для успешного внедрения методов корректирования технологических режимов резания в оптимальные необходимо рабочие места станочников обеспечить, кроме номограмм и инструктивного материала, еще соответствующими измерительными приборами для измерения величин показателей режима резания: N , P_x , P_z , R_z и т. д.

ЛИТЕРАТУРА

1. Э. О. Лийвер. Унифицированные формулы и центрограммы для определения режимов скоростного точения и обработки отверстий. В этом же сборнике, стр. 29.

А. К. Пярнацу

О ВЛИЯНИИ ИСКУССТВЕННОГО СТАРЕНИЯ НА ПРОЦЕСС ГРАФИТИЗАЦИИ КОВКОГО ЧУГУНА

Введение

Непрерывно развивающееся отечественное машиностроение предъявляет все больший спрос на отливки из ковкого чугуна, применяемые в качестве заготовок для ответственных деталей автомобилей, сельскохозяйственных и других машин. В технологии изготовления отливок из ковкого чугуна особого внимания требует изучение и совершенствование процесса их отжига, поскольку этот процесс, проводимый обычными производственными методами, является одним из самых длительных в машиностроении.

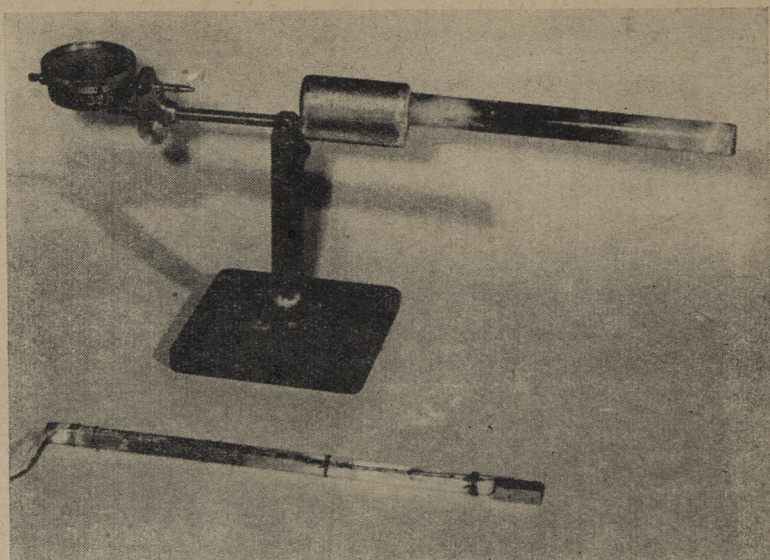
Несмотря на то, что процесс отжига ковкого чугуна за последние десятилетия непрерывно и настойчиво совершенствуется, длительность этой операции продолжает оставаться еще весьма значительной, достигая 60—90 часов и более, особенно в производстве толстостенных отливок. Поэтому интенсификация процесса отжига ковкого чугуна остается одной из наиболее важных проблем литейного производства.

Как правило, все эти способы по интенсификации процесса отжига позволяют путем предварительной обработки резцом увеличивать число центров графитизации при последующем отжиге, что в свою очередь позволяет значительно сократить необходимое для отжига время как в первой, так и во второй стадии.

Большинство этих способов базируется на предварительной термической обработке твердого чугуна перед отжигом. В данной работе излагаются некоторые данные об изучении влияния старения на процесс графитизации.

Методика исследования

Для исследования процесса графитизации применялись простые дилатометры (фиг. 1).



Фиг. 1. Дилатометр

Как известно, во время графитизации [1] происходит увеличение объема чугуна на 1% образованного графита:

$$\left(\frac{\Delta V}{V} \cdot 100\right)_{1\% \text{ C}} = 2\%$$

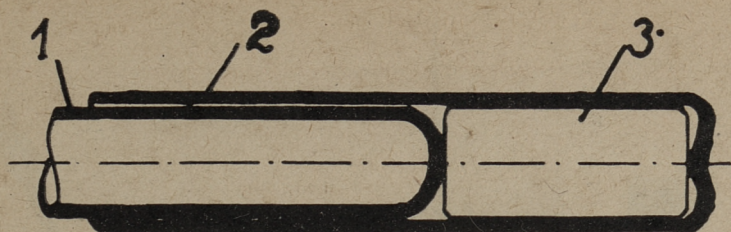
или увеличение линейных размеров чугуна на 1% образованного графита:

$$\left(\frac{\Delta l}{l} \cdot 100\right)_{1\% \text{ C}} = 0,67\%$$

Значит, наблюдением изменения длины образца во время отжига можно определить начало, конец и скорость процесса графитизации. Хотя последняя определяется достаточно точно только тогда, когда процесс графитизации происходит во всем объеме образца равномерно.

Дилатометр (фиг. 1) состоит из двух кварцевых трубок и индикатора для измерения расширения образца. Расположение образца в трубке дилатометра показано на фиг. 2. В трубке 2 (фиг. 2) помещался образец, трубка 1 использовалась для передачи расширения образца к индикатору.

В основном образцы имели следующие размеры: поперечное сечение — $6,5 \times 6,5$ мм, длина — 40 мм. Для проверки



Фиг. 2. Расположение образца (3) в трубке дилатометра

найденных закономерностей были проведены три серии опытов с промышленными плавками из ваграночного чугуна. Составы чугунов, применяемые в настоящем исследовании, указаны в таблице 1.

Таблица 1

Химический состав исследованных чугунов

Индекс плавки	Химический состав, %				
	C	Si	Mn	P	S
A	2,85	0,84	0,30	0,08	0,08
B	2,81	1,0	0,32	0,09	0,07
Б	2,8	1,36	0,32	0,082	0,08

Общий вид установки приведен на фиг. 3.

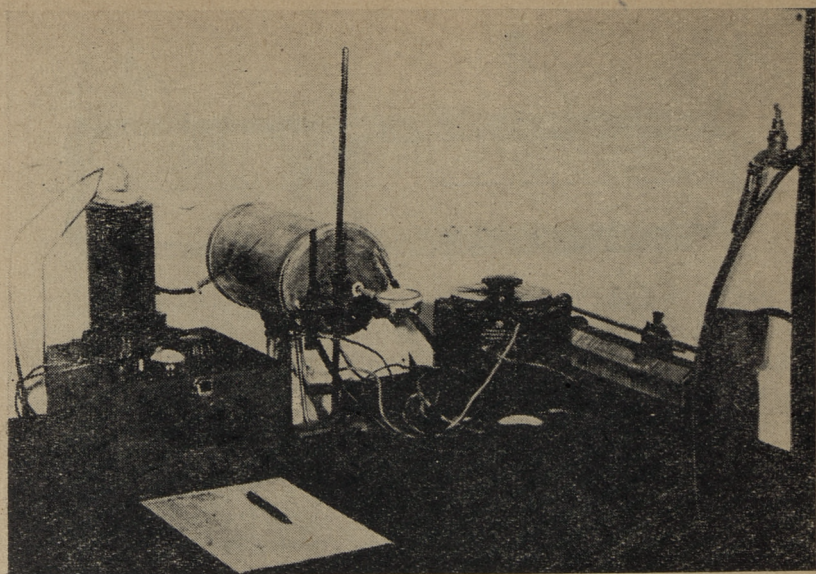
Для регистрации температуры на образце устанавливалась термопара (фиг. 1). Измерения $t_{эдс}$ производились с помощью потенциометра типа ПП (фиг. 3). Холодный спай термопар термостатировался. Для регулирования температуры печи применялось автотрафо. Защита индикатора от тепла печи осуществлялась охлаждаемым водой экраном.

Результаты опытов искусственного старения
белого чугуна

На фиг. 4 показана дилатометрическая кривая процесса графитизации.

Как видно, процесс графитизации можно разделить на четыре периода:

1. инкубационный период (отрезок А),



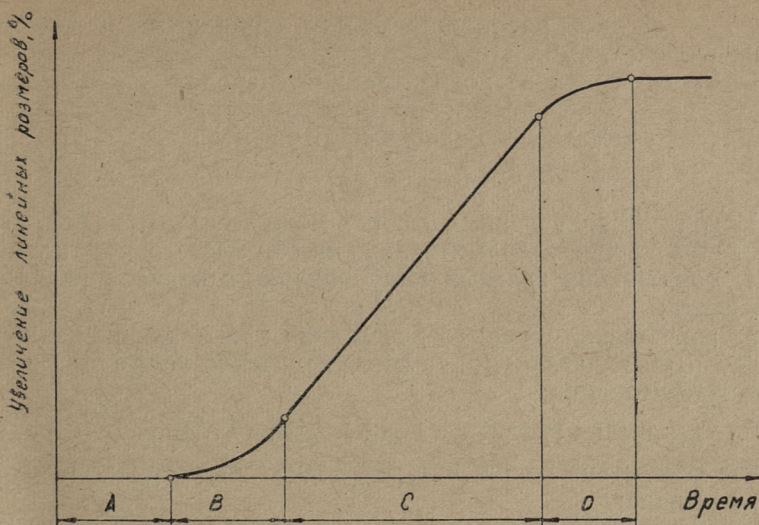
Фиг. 3. Общий вид установки

2. начальный период графитизации (отрезок *B*),
3. истинный период графитизации (отрезок *C*),
4. конечный период графитизации (отрезок *D*).

При инкубационном периоде заметного процесса графитизации не наблюдается. Во время этого периода образуются центры графитизации. В начальном периоде продолжается процесс образования центров графитизации и начинается процесс графитизации. В третьем периоде распадается основная часть цементита и процесс графитизации происходит с определенной скоростью. В четвертом периоде процесс графитизации продолжается только в отдельных местах, где цементит еще не распался.

Для объяснения явлений, которые происходят при процессе графитизации, наибольшее распространение получила теория графитизации через твердый раствор. Эта теория рассматривает графитизацию белого чугуна как многоступенчатый процесс, состоящий из ряда элементарных процессов:

1. образование графитовых центров,
2. распад цементита с растворением углерода в аустените,
3. диффузия растворенного углерода к центрам графитизации,
4. кристаллизация графита, т. е. рост графитовых центров.



Фиг. 4. Дилатометрическая кривая процесса графитизации

Графитизация белого чугуна является диффузионным процессом. В случае, когда лимитирующим звеном процесса графитизации является диффузия углерода (как считает большинство исследователей), скорость диффузии углерода $\frac{dQ_{\text{уг}}}{d\tau}$ и количество выделяющегося графита $dQ_{\text{уг}}$ можно определить следующими соотношениями.

Скорость диффузии углерода:

$$\frac{dQ_{\text{уг}}}{d\tau} = -D_{\text{уг}} \cdot \frac{dc}{dx}, \quad (1)$$

где $D_{\text{уг}}$ — коэффициент диффузии углерода,

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

Численные значения коэффициента диффузии углерода в аустените можно определить по формулам

$$D_{\text{уг}} = (0,04 + 0,08\% \text{ C}) \cdot e^{-\frac{31350}{R \cdot T}}, \quad (2)$$

где R — газовая постоянная,

T — абсолютная температура.

Количество выделяющегося углерода (графита):

$$dQ_{\text{уг}} = -D_{\text{уг}} \cdot \frac{\Delta C_{\text{уг}}}{b} \cdot n \cdot F \cdot d\tau, \quad (3)$$

где b — среднее расстояние между карбидными и графитными включениями,

$\Delta C_{\text{уг}}$ — градиент концентрации углерода,

F — поверхность зародыша графита,

n — количество зародышей графита,

$d\tau$ — время.

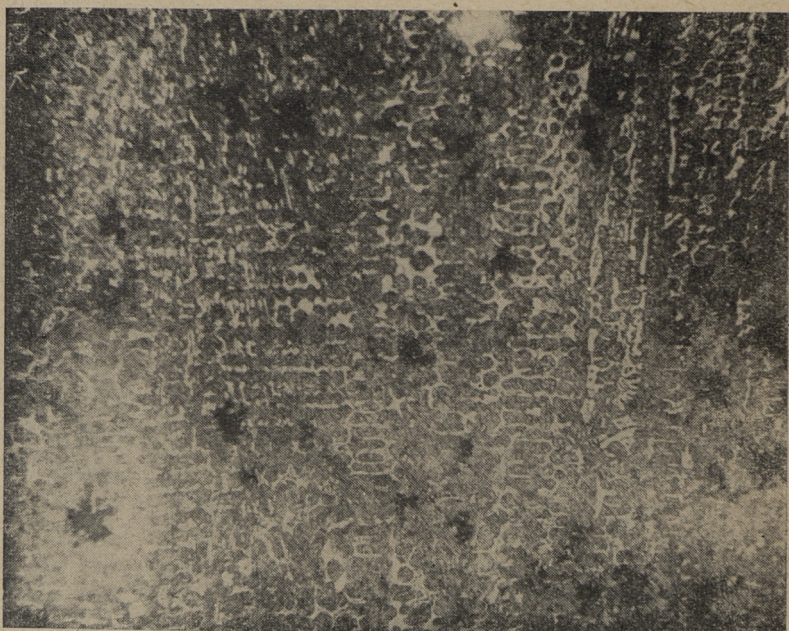
Исходя из приведенных данных можно сделать вывод, что ускорение процесса графитизации имеет место в результате:

1. сокращения времени инкубационного периода распада цементита;

2. сокращения среднего расстояния между карбидными и графитными включениями за счет увеличения количества центров графитизации;

3. увеличения градиента концентрации углерода $\frac{dc}{dx}$ в аустените вследствие понижения растворимости углерода в твердом растворе;

4. увеличения равномерности графитизации во всем объеме (фиг. 5).



Фиг. 5. Микроструктура чугуна (с содержанием 1,0% Si) после начала графитизации. $\times 115$



Фиг. 6. Изотермическая диаграмма распада цементита (плавка Б). Сплошные кривые на графике относятся к чугуно без старения, пунктирные кривые — со старением при температуре 325°С:

I — область устойчивого цементита; II — область распада цементита; III — область графита

Из фиг. 5 явствует, что процесс графитизации во всем объеме образца не происходит с одинаковой скоростью. Как видно, в некоторых местах цементит почти распался, а в других местах распад цементита и процесс графитизации только начинается.

Одним способом ускорения процесса графитизации является повышение температуры отжига. Как явствует из изотермической диаграммы распада цементита (фиг. 6), при повышении температуры отжига уменьшается инкубационный период и сокращается длительность всего процесса графитизации.

При этом увеличение скорости графитизации связано с увеличением коэффициента диффузии (см. уравнения (1) и (2)) и количества центров графитизации (см. уравнение (3)). Наши опыты показали, что с повышением температуры от 820°С до 970°С количество центров увеличивалось в среднем в два раза (чугун плавки Б).

Однако повышение температуры графитизации не всегда возможно, так как с повышением температуры увеличивается

тенденция выделения графита в разветвленном виде, что вызывает понижение прочности чугуна.

Вследствие этого большой интерес представляют другие методы ускорения процесса графитизации. Из этих методов наиболее простым для осуществления является искусственное старение. Здесь однако имеется еще весьма много неясных вопросов, которые препятствуют широкому применению этого способа.

Так, рекомендации относительно температуры искусственного старения [2] являются противоречивыми. Согласно практическим данным Минского автомобильного завода рекомендовалось использование выдержки отливок перед отжигом в течение 6—7 часов при температуре 750° С. Чугун содержал 2,4—2,6% С, 1,2—1,3% Si, 0,35—0,45% Mn. На Горьковском автомобильном заводе использовалось искусственное старение при температуре порядка 400° (чугун по составу близок к чугуну Минского автозавода).

Таблица 2

Влияние количества кремния и температуры старения (продолжительность во всех случаях 3 часа) на процесс графитизации ковкого чугуна

Температура старения, °С	Содержание кремния в чугуне, %	Продолжительность инкубационного периода, мин	Продолжительность процесса графитизации, ** мин
Чугун графитизировался без старения	0,84*	30	140
	1,0	50	250
	1,36	5	70
325	0,84*	14	80
	1,0	24	200
	1,36	5	65
660	0,84*	27	120
	1,0	49	260
	1,36	5	70

* Чугун с содержанием 0,84% Si отжигался при 970° С, остальные — при 900° С.

** Под продолжительностью графитизации здесь и в дальнейшем понимается продолжительность процесса графитизации при температуре отжига (т. н. первая стадия графитизации при производстве ковкого чугуна).

Данные заграничной практики по этому вопросу также нельзя считать окончательно установленными.

Для уточнения влияния температуры старения исследовались процессы графитизации после старения при температурах 325° и 660°. Состав чугунов отличался по содержанию кремния. Результаты опытов приведены в таблице 2.

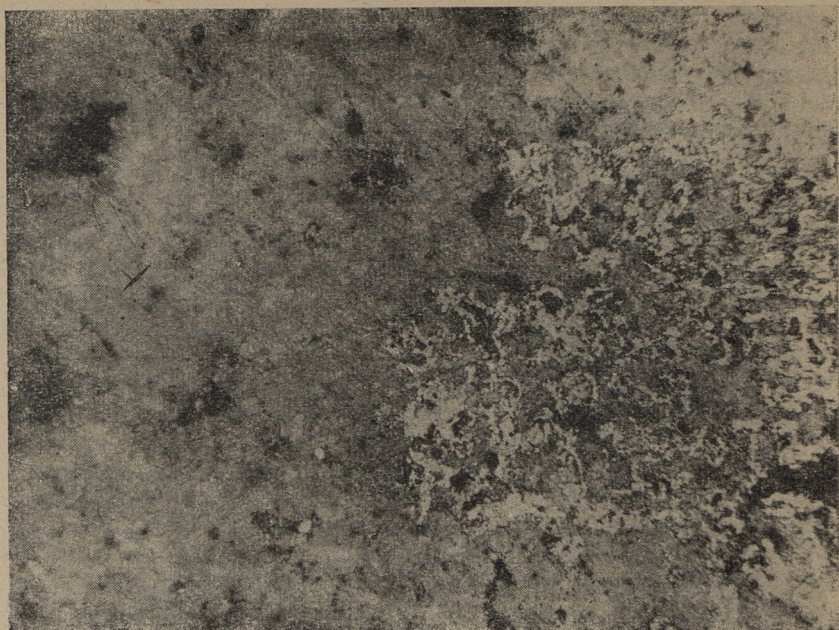
Рассмотрение результатов опытов показывает, что благоприятное влияние на процесс графитизации оказывает только старение при относительно низких температурах. В случае старения при повышенных температурах (660° при нашем опыте) особого сокращения процесса графитизации не наблюдается. Однако, как показали наши опыты, длительность процесса графитизации сокращается, если повышение температуры до старения при 660° С происходит медленно. В этом случае сокращение длительности процесса графитизации все же не связано со старением при температуре 660°, а вызвано медленным повышением температуры, что как бы заменяет низкотемпературное старение. Такие же результаты получаются только медленным повышением температуры без старения при 660° С. Этим вероятно и объясняется противоречивость в рекомендациях температуры искусственного старения.

Проведенные опыты (табл. 2) показали, что влияние старения зависит от состава чугуна. С увеличением содержания кремния в чугуне уменьшается эффект старения. Это вызвано тем, что при повышенном содержании кремния цементит и без старения оказывается достаточно нестабильным (при содержании кремния 1,36% сокращения инкубационного периода не наблюдается). При повышенном содержании кремния (в нашем опыте 1,36% Si) оказывается достаточным и количество центров графитизации, которые обеспечивают равномерность процесса графитизации во всем объеме.

Основное влияние старения при температуре 325° заключается в уменьшении длительности инкубационного периода и в увеличении количества центров графитизации, которые обеспечивают более равномерную графитизацию во всем объеме. Одновременно с уменьшением расстояния между карбидными и графитными включениями увеличивается скорость графитизации (см. уравнение (3)).

Из опытов старения при повышенных температурах (660° С) выяснилось, что при этих температурах происходит интенсивная стабилизация цементита. В этом случае стабилизированный цементит не распадается и при длительном отжиге чугуна (фиг. 7).

Как показывают наши опыты, процесс стабилизации цементита происходит в малокремнистом чугуне и без старения при повышенных температурах (фиг. 8). Все способы, активизи-

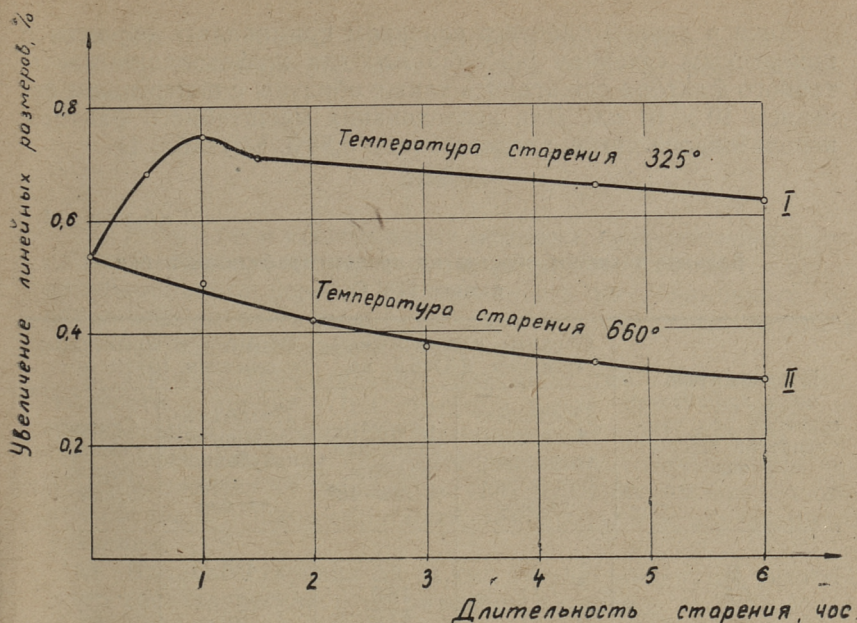


Фиг. 7. Структура чугуна (с содержанием 1,0% Si) после отжига стабилизированным цементитом: $\times 200$

рующие процесс графитизации, уменьшают стабилизацию цементита. Сюда относятся повышение содержания кремния и старение при температуре 325°C .

Далее из рассмотрения результатов опытов (фиг. 8) выясняется, что для малокремнистого чугуна существует оптимальное время старения, выше которого начинается процесс стабилизации (уменьшение роста линейных размеров образца за счет уменьшения выделяющегося графита) и при низкотемпературном старении. Как показывает кривая II на фиг. 8, при температуре 660°C с увеличением длительности старения стабилизация цементита повышается. При этом чем меньше в чугуне кремния, тем более резко выражена стабилизация цементита. В случае повышенного содержания кремния (1,36% Si) стабилизация цементита нами не наблюдалась.

Все опыты, проведенные в данной работе с целью выяснения природы стабилизации цементита, до сих пор не дают однозначного ответа о причинах его стабилизации. Как показывают наши опыты по изучению месторасположения гочки Кюри цементита, при стабилизации цементита происходят изменения состава карбидной фазы чугуна. По всей вероятно-



Фиг. 8. Влияние длительности старения на увеличение линейных размеров образца в случае отжига при 970° С (чугун с содержанием 0,84% Si)

сти это можно объяснить обогащением карбидной фазы марганцем, каковое явление по литературным данным наблюдается в сталях [3]. При этом с повышением температуры перераспределение марганца усиливается. (табл. 3). Это соответствует результатам наших опытов при изучении процесса стабилизации цементита, из которых выясняется, что с повышением температуры старения процесс стабилизации становится более заметным.

Таблица 3

Изменение содержания марганца в карбидной фазе при отпуске, % [3]

Температура отпуса, °С	0,38% С; 1,32% Мп	0,37% С; 2,43% Мп
200	1,5	2,8
300	1,7	3,1
400	2,2	3,8
500	5,0	7,5
550	7,8	15,9
630	10,0	18,0

Хотя в данной работе в основном применялись образцы с поперечным сечением $6,5 \times 6,5$ мм, для исследования масштабного фактора отжигались также образцы с поперечным сечением 10×10 мм. Для исследования масштабного фактора использовался чугун с содержанием 0,84% Si (табл. 4).

Таблица 4

Влияние толщины образца на процесс графитизации при отжиге 970°C

Продолжительность процесса старения при температуре 325°C , час	Образцы с поперечным сечением $6,5 \times 6,5$ мм		Образцы с поперечным сечением 10×10 мм	
	Продолжительность инкубационного периода, мин	Скорость удлинения образца, %/мин $\cdot 10^3$	Продолжительность инкубационного периода, мин	Скорость удлинения образца, %/мин $\cdot 10^3$
0	30	7,5	130	1,6
0,5	17	18,0	—	—
1,0	11	17,2	70	3,1
1,5	—	—	55	4,5
3,0	14	14,2	40	4,4
4,5	—	—	18	4,5

Рассмотрение результатов опыта (табл. 4) показывает, что при увеличении поперечного сечения образцов заметно увеличивается длительность инкубационного периода и уменьшается скорость графитизации. Из этих данных также явствует, что для каждой толщины образца существует определенная оптимальная продолжительность процесса старения. Понижение скорости графитизации с увеличением толщины образца объясняется уменьшением количества центров графитизации (см. уравнение (3)). Центры графитизации, согласно нашим опытам, образуются в граничном слое кристаллов аустенита и цементита. С увеличением толщины образца укрупняется первичная структура чугуна и в связи с этим уменьшается общая протяженность границ кристаллов аустенита и цементита, где могли бы образоваться центры графитизации.

Из данных таблицы 4 также явствует, что при увеличении площади сечения образца эффективность старения увеличивается. Так, сравнивая образцы со старением и без старения, отмечается, что сокращение длительности инкубационного периода малых образцов (с поперечным сечением $6,5 \times 6,5$ мм) составляет около 3-х раз, а больших образцов (с поперечным

сечением 10×10 мм) 7 раз, скорость же графитизации увеличивается в первом случае в 1,9 раза, а во втором случае в 2,8 раза.

Выводы

1. Результаты исследования процесса графитизации чугуна подтверждают, что процесс графитизации начинается после инкубационного периода. Длительность инкубационного периода зависит от температуры отжига, химического состава и предварительной обработки чугуна.

2. Процесс графитизации зависит от температуры и длительности старения. При старении выше 600°C происходит значительная стабилизация цементита, вследствие чего процесс графитизации не протекает до конца. Стабилизация цементита зависит от состава чугуна, температуры отжига, видов предварительной обработки, температуры и длительности старения.

3. Влияние старения на отжиг чугуна зависит от химического состава чугуна и от размеров деталей.

4. Учитывая полученные результаты исследования, можно сделать вывод, что под влиянием старения сокращение процесса графитизации ковкого чугуна происходит в результате:

- а) сокращения длительности инкубационного периода,
- б) увеличения равномерности графитизации во всем объеме,
- в) увеличения количества центров графитизации, вследствие которого уменьшается среднее расстояние между карбидными и графитными включениями.

ЛИТЕРАТУРА

1. Н. Г. Гиршович. Чугунное литье. Металлургиздат, 1949.
2. Б. Ф. Соболев. Модифицирование и искусственное старение ковкого чугуна. Машгиз, 1956.
3. С. З. Бокштейн. Структура и механические свойства легированной стали. Metallurgizdat, 1954.

УДК 669.136.1.001.62

А. К. Шярнапуу

О ВЛИЯНИИ ЗАКАЛКИ НА ПРОЦЕСС ГРАФИТИЗАЦИИ БЕЛОГО ЧУГУНА

Наиболее распространенным методом сокращения длительности отжига ковкого чугуна является получение отливок белого чугуна, обладающего хорошей графитизируемостью.

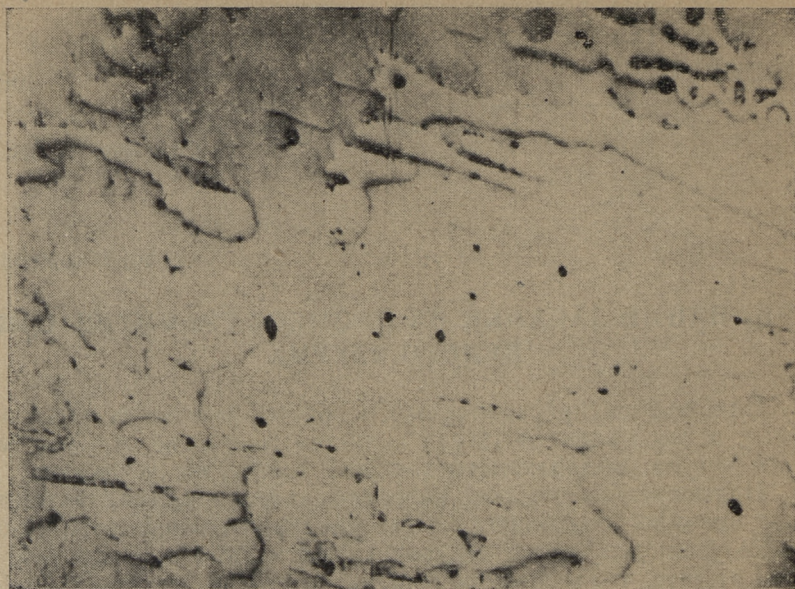
Применяемые способы интенсификации процесса отжига, как правило, позволяют путем предварительной обработки резко увеличить число центров графитизации при последующем отжиге, что в свою очередь значительно сокращает необходимое для отжига время как в первой, так и во второй стадиях. Большинство этих способов основано на предварительной термической обработке твердого чугуна перед отжигом.

В данной работе излагаются некоторые результаты изучения влияния закалки на процесс первой стадии графитизации. Первая стадия графитизации проводится обычно при температуре $900 \dots 1050^\circ$ в течение времени, необходимого для полного распада структурно свободных карбидов и установления стабильного равновесия.

Известно, что закалка белого чугуна существенно увеличивает скорость его последующей графитизации. Причина такого влияния предварительной закалки объясняется поразному.

Часто действие закалки объясняется наличием многочисленных карбидных частиц, образующихся при нагреве закаленного чугуна, благодаря распаду полученного при закалке мартенсита. Принимается, что такие частицы являются при отжиге местом зарождения графита и тем самым резко увеличивают число центров графитизации.

Но это противоречит нашим опытам, показавшим, что центры графитизации возникают как в незакаленных образцах (фиг. 1), так и после закалки (фиг. 2) на границе ледебуритного цементита и аустенита. Если центры графитизации образовались бы за счет карбидных частиц, они находились бы, в основном, в аустените и должны были бы равномерно появля-



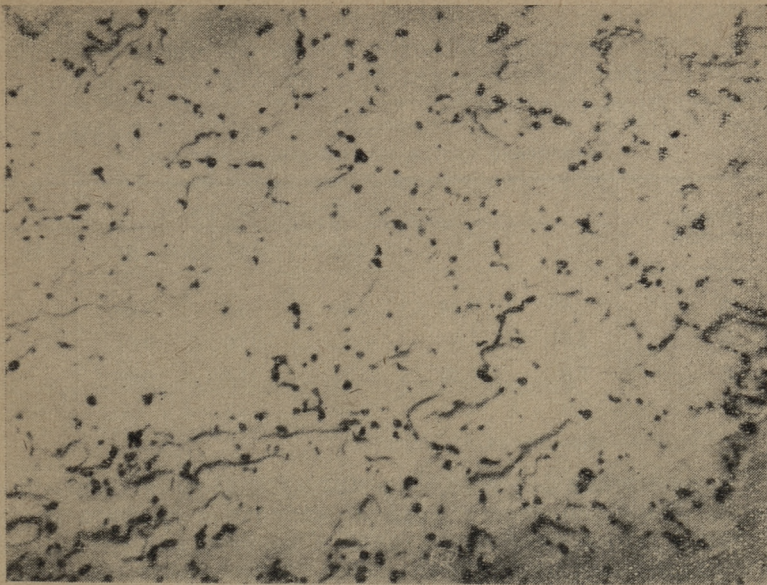
Фиг. 1. Микроструктура чугуна, модифицированного магнием (после 3,5 часового отжига при 820° С, шлиф не травлен) $\times 200$

виться по всему полю шлифа. Однако это не подтверждается ни нашими опытами, ни опытами других авторов.

Действие закалки объясняют также образованием в чугуне закалочных напряжений, уменьшающих устойчивость цементита или вызывающих образование микроскопических закалочных трещин [1]. Все это облегчает образование зародышей графита.

Существует мнение [2], что в процессе графитизации важную роль играет α -твердый раствор. Экспериментально показано, что закалка кремнистых сталей типа 60С2 и 70С3 из аустенитного состояния, после полного растворения цементита, вызывает значительное ускорение графитизации при последующем отжиге. Это как будто опровергает точку зрения, утверждающую, что ускорение графитизации при предварительной закалке чугуна связано с деформацией или дроблением цементита, так как указанные стали цементита не содержат.

Эти утверждения требуют еще доказательств, так как в стали процесс графитизации происходит в присутствии фаз α -твердого раствора и цементита. При закалке увеличивается общая протяженность границ между цементитом и α -твер-



Фиг. 2. Микроструктура чугуна, модифицированного магнием (после 3,5 часового отжига при 820°C , отожженного с предварительной закалкой; шлиф не травлен) $\times 200$

дым раствором, что способствует образованию большого количества центров графитизации, поскольку они образуются в граничащем с цементитом слое. В чугуне центры графитизации образуются и процесс графитизации происходит в присутствии фаз γ -твердого раствора и ледебуритного цементита. Образование центров графитизации после нагрева выше A_{c1} подтверждается достаточной длительностью инкубационного периода и расположением графитных центров.

Разработка теории ускоренных методов отжига и, главным образом, теории возникновения центров графитизации позволяет объяснить закономерности образования центров графитизации, одновременно понять и объяснить весь процесс графитизации в целом.

Для проверки найденных закономерностей проведены четыре серии опытов над промышленными плавками из ваграночного чугуна.

Состав чугунов, примененных в настоящем исследовании, указан в табл. 1.

Для исследования процесса графитизации применялись простые дилатометры [3]. Как известно, во время графитиза-

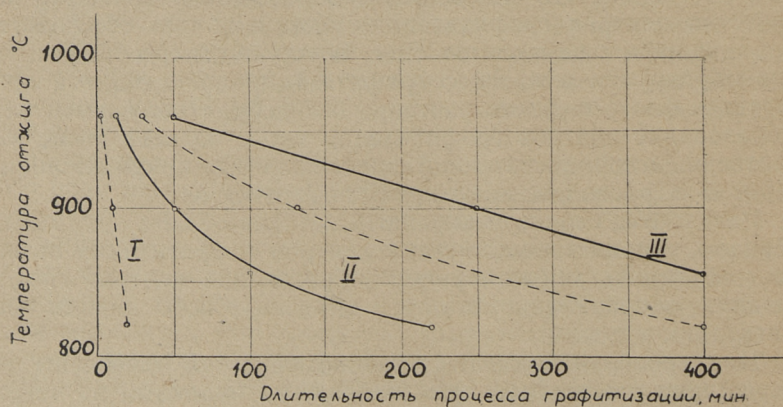
ции происходит увеличение объема и линейных размеров чугуна. Следовательно, наблюдая изменения длины образца во время отжига, можно определить начало, конец и скорость процесса графитизации.

Таблица 1
Химический состав исследованных чугунов

Индекс плавки	Химический состав, %					
	C	Si	Mn	P	S	Mg
А	2,85	0,84	0,30	0,08	0,08	—
Б	2,81	1,0	0,32	0,09	0,07	—
В	2,8	1,36	0,32	0,082	0,08	—
Г*	3,0	0,69	0,25	0,13	—	0,06

* Чугун модифицировался магнием.

Графитизация белого чугуна является диффузионным процессом. Образующиеся в металле зародыши графита растут за счет притока атомов углерода. Скорость притока атомов углерода зависит от скорости элементарных процессов растворения, диссоциации, диффузии, кристаллизации. Микроскопический анализ с определением количества и интенсивности роста центров графитизации, возникающих при нагреве белого чугуна, указывает, что процесс графитизации чугуна является функцией его состава и температуры.



Фиг. 3. Изотермическая диаграмма распада цементита (плавка Б). Непрерывные кривые на графике относятся к чугуну без закалки, пунктирные кривые — с предварительной закалкой:

I — область устойчивого цементита; II — область распада цементита; III — область графита

Процесс графитизации начинается после инкубационного периода (фиг. 3), когда заметного процесса графитизации не наблюдается, а образуются центры графитизации.

В случае, когда лимитирующим звеном процесса графитизации является диффузия углерода, скорость диффузии углерода $\frac{dQ_{\text{уг}}}{d\tau}$ и количество выделяющегося графита $dQ_{\text{уг}}$ можно определить следующими соотношениями.

Скорость диффузии углерода:

$$\frac{dQ_{\text{уг}}}{d\tau} = -D_{\text{уг}} \cdot \frac{dc}{dx}, \quad (1)$$

где $D_{\text{уг}}$ — коэффициент диффузии углерода;

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

Количество выделяющегося углерода (графита):

$$dQ_{\text{уг}} = -D_{\text{уг}} \cdot \frac{\Delta C_{\text{уг}}}{b} \cdot n \cdot F \cdot d\tau, \quad (2)$$

где b — среднее расстояние между карбидными и графитными включениями;

$C_{\text{уг}}$ — градиент концентрации;

F — поверхность зародыша графита;

n — количество зародышей графита;

$d\tau$ — время.

Скорость графитизации, а следовательно и время, необходимое для ее завершения, зависит от ряда факторов, определяющих:

- 1) устойчивость карбидов,
- 2) число центров графитизации,
- 3) скорость диффузии.

Такими факторами являются: температура процесса, состав и первичная структура чугуна, предварительная термическая обработка чугуна и т. д.

Исходя из приведенных данных можно сделать вывод, что ускорение процесса графитизации имеет место в результате:

1. сокращения времени инкубационного периода распада цементита (фиг. 3);

2. сокращения среднего расстояния между карбидными и графитными включениями за счет увеличения количества центров графитизации.

Ускорение процесса графитизации достигается также повышением температуры отжига. Как следует из изотермиче-

ской диаграммы распада цементита (фиг. 3), при повышении температуры отжига сокращаются инкубационный период и длительность всего процесса графитизации. Но с повышением температуры отжига получается менее благоприятное по форме выделение углерода отжига и кристаллическое строение основной металлической массы укрупняется, вследствие чего механические свойства ковкого чугуна понижаются.

Вследствие этого большой интерес представляют другие методы ускорения процесса графитизации. Один из таких методов заключается в закалке белого чугуна до отжига.

Проведенные опыты (табл. 2) показали, что влияние за-

Таблица 2

Влияние закалки и содержания кремния на процесс графитизации белого чугуна

Вид обработки	Содержание кремния в чугуне, %	Продолжительность инкубационного периода, мин	Продолжительность процесса графитизации,** мин
Чугун модифицировался магнием	0,69*	10	120
Чугун графитизировался без закалки	0,84*	30	140
	1,0	50	250
	1,36	5	70
Чугун модифицировался магнием и графитизировался после закалки	0,69*	7	60
	0,84*	6	43
	0,84	12	140
Чугун графитизировался после закалки	1,0*	2	30
	1,0	7	75
	1,36	4	65

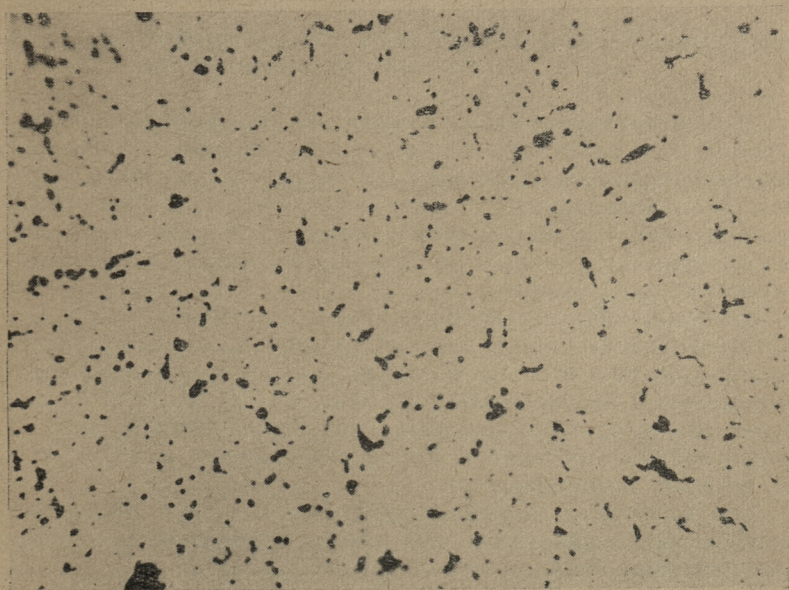
* чугун отжигался при 970° С, в остальных случаях — при 900° С;

** под продолжительностью графитизации здесь и в дальнейшем понимается продолжительность процесса графитизации при I стадии отжига ковкого чугуна.

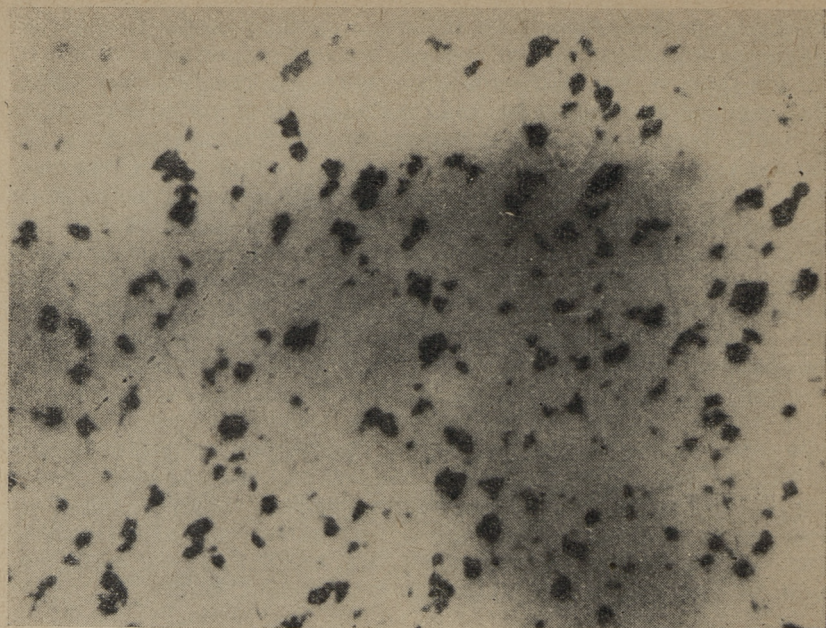
калки на процесс графитизации зависит от состава чугуна. С увеличением содержания кремния в чугуне уменьшается эффект закалки. Это вызвано тем, что при повышенном содержании кремния цементит и без закалки оказывается до-

статочно нестабильным (при содержании кремния 1,36% сокращение инкубационного периода не наблюдается).

Из фиг. 3 следует, что относительное сокращение инкубационного периода при закалке зависит и от температуры отжига. Так при температуре отжига 820° вследствие закалки инкубационный период сокращается в ~ 11 раз и при температуре 970°C ~ 5 раз, а для модифицированного магнием чугуна — соответственно в 10,5 и 1,5 раза. Объясняется это тем, что под влиянием закалки графитизация начинается после непродолжительного нагрева и инкубационный период меньше зависит от температуры, чем при незакаленном чугуне. Хотя инкубационный период при закалке сокращается, но наличие его указывает, что центры графитизации образуются при первой стадии отжига. Наши опыты показали, что в тех случаях, когда чугун имел центры графитизации, процесс графитизации начинался сразу, без инкубационного периода. Это подтверждается и опытами, что влияние закалки на увеличение числа центров графитизации зависит от температуры отжига. Так при одинаковых условиях закаленные образцы после отжига при 820°C и 970°C имели в последнем случае в 2 раза больше центров графитизации.



Фиг. 4. Микроструктура чугуна, модифицированного магнием (отжиг при 970°C , с предварительной закалкой; шлиф не травлен) $\times 200$



Фиг. 5. Микроструктура чугуна (плавка Б; отжиг при 970°C , с предварительной закалкой; шлиф не травлен) $\times 200$

Микроструктура отожженного, но предварительно закаленного чугуна отличается огромным числом мелких центров графитизации, а также характерным строчечным расположением последних, что показано на фиг. 4. Центры графитизации, как обычно, располагаются на междофазовых границах (фиг. 1), главным образом на границах ледебуритного (цементитного) скелета.

Закалка значительно способствует увеличению числа центров графитизации при отжиге. Например, в ковком чугуне при наших опытах в 8 ... 10 раз (фиг. 5 и 6), в модифицированном магнием чугуне в 100 раз (фиг. 4 и 7). Исходя из формулы (2), следовало ожидать резкого увеличения скорости графитизации, особенно в модифицированном магнием чугуне, но этого не произошло.

Так в чугуне, модифицированном магнием, количество центров увеличивается в 100 раз, а длительность процесса графитизации сокращается в 2 раза.

Проведенные опыты показали, что эффект от увеличения числа центров графитизации уменьшается с увеличением содержания кремния в чугуне. Так, в малокремнистом ков-



Фиг. 6. Микроструктура чугуна (плавка Б; отжиг при 970°C ; шлиф не травлен) $\times 200$

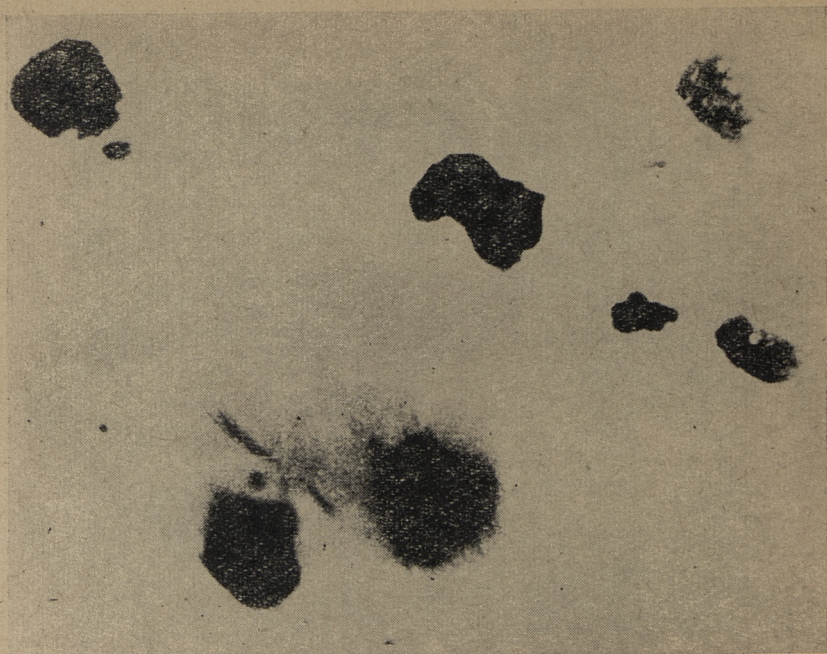
ком чугуне процесс графитизации сокращается в 3 раза, а в высококремнистом ковком чугуне длительность процесса графитизации почти не уменьшается.

Поэтому можно считать, что увеличение скорости графитизации при закалке мало связано с уменьшением среднего расстояния между карбидными и графитными включениями за счет увеличения количества центров графитизации, так как скорость графитизации не растет пропорционально увеличению количества центров графитизации (см. ур-ие 2).

Из фиг. 8 следует, что процесс графитизации во всем объеме незакаленного образца происходит с неодинаковой скоростью. Как видно, в некоторых местах цементит почти распался, а в других местах распад цементита и процесс графитизации только начинается.

При увеличении количества центров графитизации (в закаленном изделии) они располагаются более равномерно (фиг. 2) по объему (по сравнению с незакаленным изделием), тем самым обеспечивая более равномерный распад цементита и выделение большего количества графита.

Из этих данных следует, что увеличение скорости графитизации при закалке связано главным образом с увеличением



Фиг. 7. Микроструктура чугуна, модифицированного магнием (отжиг при 970°C ; шлиф не травлен) $\times 200$

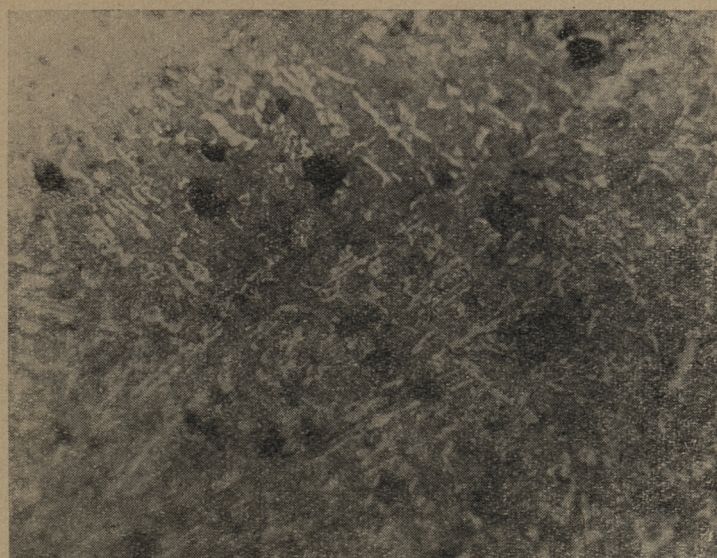
равномерности графитизации во всем объеме. Хотя это не исключает, что при определенных условиях решающее влияние оказывает уменьшение среднего расстояния между карбидными и графитными включениями.

Нами было изучено влияние режима закалки на процесс графитизации. Проведенные опыты (фиг. 9) показали, что влияние закалки зависит также от охлаждающей среды. Так максимальный эффект наблюдается при закалке в воде, более умеренный эффект дает закалка в масле. Нормализация (охлаждение на воздухе) дает слабый эффект.

Наши опыты показали, что с сокращением времени процесса графитизации выделяется больше графита (уменьшается количество стабилизированного цемента).

Для уточнения влияния температуры закалки исследовались процессы графитизации после закалки с температуры 680° , 800° и 950° . Результаты опытов (плавка Б) приведены в табл. 3.

Рассмотрение результатов опытов показывает, что благоприятное влияние на процесс графитизации оказывает закалка



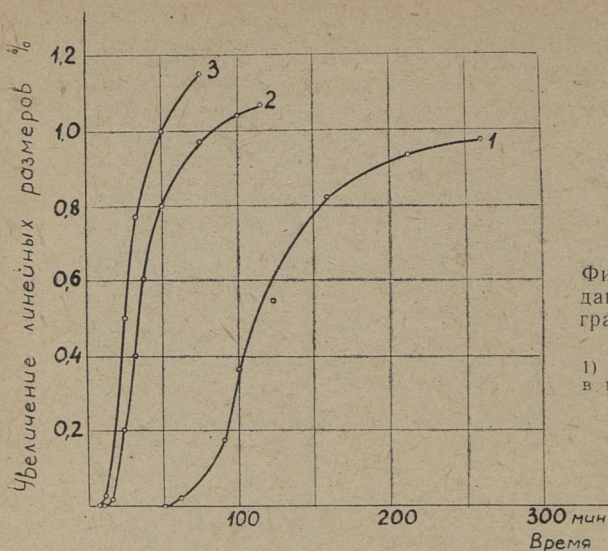
Фиг. 8. Микроструктура чугуна (плавка Б, после 4-часового отжига при 820°С) $\times 200$

ка с температуры выше A_{c1} . При повышении температуры эффект закалки усиливается. Закалка с температуры ниже A_{c1} дает слабый эффект (табл. 3). Хотя при такой закалке перекристаллизации не происходит и не образуется мартенсит — длительность инкубационного периода и процесса отжига сокращается.

Таблица 3

Влияние температуры закалки на процесс графитизации ковкого чугуна при 900°С

	Незакаленные образцы	Температура закалки °С		
		680	800	950
Продолжительность инкубационного периода, мин	50	35	8	4
Продолжительность процесса графитизации, мин	250	180	130	90



Фиг. 9. Влияние охлаждающей среды на процесс графитизации (плавка Б) при 900° С:

1) без закалки; 2) закалка в масле; 3) закалка в воде

Из этого следует, что влияние закалки на интенсификацию процесса графитизации вероятнее всего связано со структурными и термическими напряжениями. При закалке с температуры ниже A_{c1} оказывают влияние термические напряжения. Поэтому эффект закалки меньше, чем при закалке с температуры выше A_{c1} , где к термическим напряжениям добавляются структурные напряжения.

Хотя в данной работе в основном применялись образцы с поперечным сечением 6,5×6,5 мм, для исследования мас-

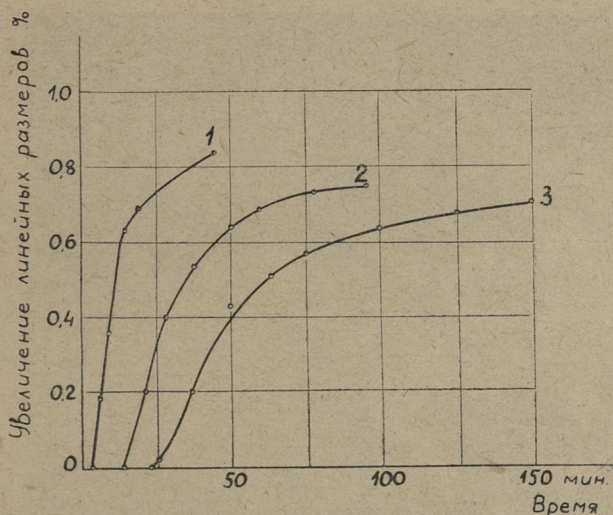
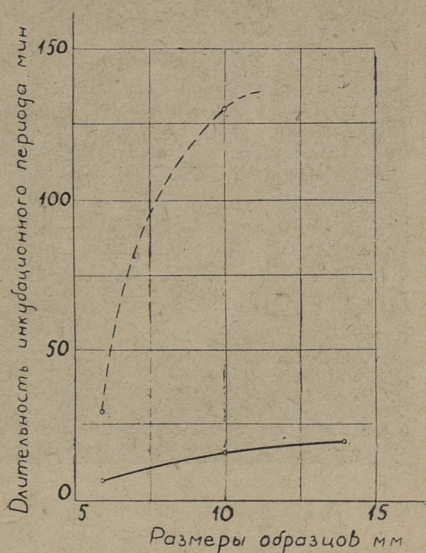
Таблица 4

Влияние толщины образца на процесс графитизации при отжиге 970° С

Поперечное сечение, мм	Вид предварительной обработки	Продолжительность инкубационного периода, мин	Скорость удлинения образца, %/мин · 10 ³
6,5×6,5	без обработки	30	6,8
	закалка	6	71
10×10	без обработки	130	1,7
	закалка	13	20
14×14	без обработки	150	1,6
	закалка	20	16

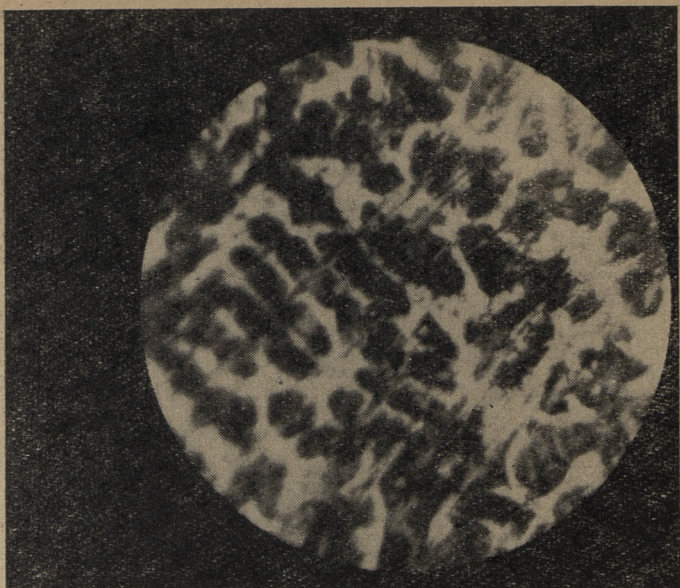
штабного фактора отжигались также образцы с поперечным сечением 10×10 и 14×14 мм. Для исследования масштабного фактора использовался чугу́н с содержанием 0,84% Si.

Фиг. 10. Влияние размеров образцов на длительность инкубационного периода. Непрерывные кривые на графике относятся к чугу́ну с закалкой, пунктирные кривые — без закалки

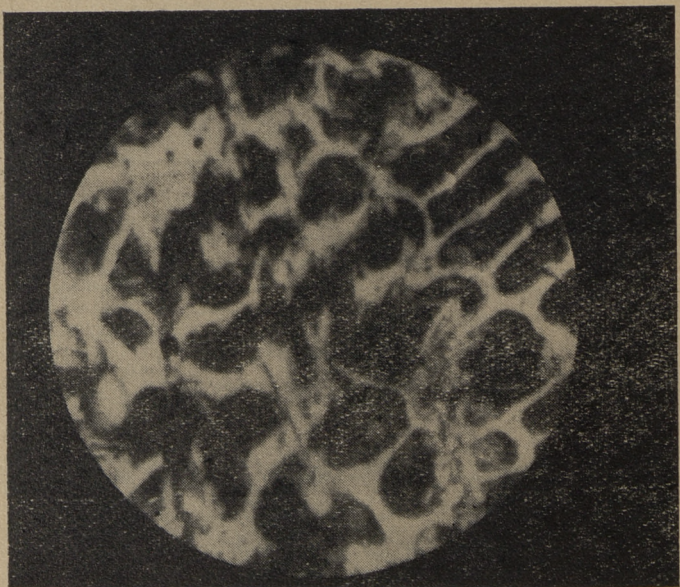


Фиг. 11. Влияние размеров закаленных образцов (плавка А) на процесс графитизации при температуре 970°C .
Размеры образцов:

кривая 1 — $6,5 \times 6,5$ мм, 2 — 10×10 мм и 3 — 14×14 мм



Фиг. 12. Микроструктура исходного белого чугуна (плавка А).
Размер образца $6,5 \times 6,5$ мм $\times 320$



Фиг. 13. Микроструктура исходного белого чугуна (плавка А).
Размер образца 10×10 мм $\times 320$

Рассмотрение результатов опыта (табл. 4) показывает, что при увеличении поперечного сечения образцов заметно увеличивается длительность инкубационного периода и уменьшается скорость графитизации. По этим данным (фиг. 10) следует также, что при закалке образцов увеличение инкубационного периода при увеличении поперечного сечения образцов менее заметно по сравнению с незакаленными образцами. Понижение скорости графитизации (фиг. 11) с увеличением толщины образца объясняется уменьшением количества центров графитизации. В связи с этим уменьшается равномерность графитизации. С увеличением толщины образца укрупняется первичная структура чугуна (фиг. 12 и 13), что приводит к уменьшению общей протяженности границ кристаллов аустенита и цемента, где возможно образование центров графитизации.

Выводы

1. Результаты исследования процесса графитизации чугуна подтверждают, что процесс графитизации начинается после инкубационного периода. Длительность инкубационного периода зависит от температуры отжига, химического состава и предварительной обработки чугуна.

2. Влияние закалки на процесс графитизации чугуна зависит от химического состава чугуна, от температуры закалки, от размеров деталей и от скорости охлаждения.

3. Модифицирование чугуна магнием не меняет коренным образом механизма графитизации чугуна при отжиге. Установлено, что модифицирование магнием сокращает длительность инкубационного периода и значительно влияет на увеличение числа центров графитизации.

4. Учитывая полученные результаты исследования, можно сделать вывод, что под влиянием закалки сокращение длительности процесса графитизации ковкого чугуна происходит в результате:

- а) сокращения длительности инкубационного периода,
- б) увеличения равномерности графитизации во всем объеме.

ЛИТЕРАТУРА

1. К. П. Бунин и Н. М. Данильченко. О механизме влияния предварительной закалки на скорость графитизации чугуна. Сборник Ковкий чугун, 1954.
2. И. Н. Богачев. О механизме графитизации белого чугуна. Сборник Новое в теории и практике литейного производства, 1956.
3. А. Пярнапуу. См. наст. сборник, стр. 65.

СОДЕРЖАНИЕ

1. У. И. Вийк и Н. Н. Шеглов. Пластические деформации некоторых металлов в процессе усталости	3
2. А. Х. Круусамяги. Об испытании податливости формовочных и стержневых смесей	11
3. А. Х. Круусамяги. О механизме деформаций литейных форм и стержней	21
4. Э. О. Лийвер. Унифицированные формулы и центрограммы для определения режимов скоростного течения и обработки отверстий	29
5. Э. О. Лийвер. Методика корректирования режимов скоростного течения и обработки отверстий	45
6. А. К. Пярнапуу. О влиянии искусственного старения на процесс графитизации ковкого чугуна	65
7. А. К. Пярнапуу. О влиянии закалки на процесс графитизации белого чугуна	79

СБОРНИК СТАТЕЙ ПО
МАШИНОСТРОЕНИЮ I

Таллинский политехнический институт

Редактор Х. Аарелайд

Технический редактор Я. Мыттус

Сдано в набор 20 III 1964. Подписано к печати 29 IX 1964.
1964. Бумага 60×90¹/₁₆. Печатных листов 6.0. Учетно-изда-
тельских листов 4.8. Тираж 600 экз. МВ-05695.
Заказ № 2540.

Типография им. Х. Хейдеманна, Тарту.
ул. Юликооли 17/19. I.

Цена 34 коп.

4

Цена 34 коп.