

р.б.7  
258

TALLINNA POLÜTEHNILISE  
INSTITUUDI TOIMETISED  
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА  
СЕРИЯ А № 258

СБОРНИК СТАТЕЙ  
ПО  
МАШИНОСТРОЕНИЮ  
IV



Ep. 6.7

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED  
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 258

1968

УДК 621

СБОРНИК СТАТЕЙ

ПО

МАШИНОСТРОЕНИЮ

IV

С о д е р ж а н и е

1. А.А. К и м м е л ь. О пружинении при гибке в универсальных V-образных штампах . . . .	3
2. Э.О. Л и й в е р. Методика назначения наиболее выгоднейших периодов стойкости режущего инструмента при одноинструментной обработке .	15
3. Э.О. Л и й в е р. Система показателей для оценки прогрессивности режимов резания. . .	31
4. Р.К. М о з б е р г. О некоторых результатах исследования свойств антифрикционных металлокерамических подшипников на основе железа . . . . .	49
5. Ю.В. П а п с т е л ь, Кинематика процесса ротационного обжатия . . . . .	55



Ep. 8656

УДК 621.778.2

А.А. Киммель

О ПРУЖИНИИ ПРИ ГИБКЕ В УНИВЕРСАЛЬНЫХ  
V-ОБРАЗНЫХ ШТАМПАХ

Задаче пластического изгиба листа посвящено довольно много исследований (А.Н. Безухов, А.А. Ильшин, Е.Н. Мошин, И.П. Ренне, М.И. Прудников, А. Надаи, Р. Хилль и др.). Большинство авторов рассматривает в основном случай так называемого кругового изгиба. Это означает, что ими принимаются следующие допущения:

1) строгая концентричность наружной выпуклой поверхности рассматриваемой части листа и внутренней вогнутой поверхности;

2) свобода этих поверхностей от воздействия на них внешних сил;

3) материальные элементы, расположенные в рассматриваемой стадии процесса изгиба на общей нормали к поверхности листа и во всех предшествующих стадиях процесса, полагаются также расположенными на общей нормали к поверхностям листа.

Вторым случаем пластического изгиба можно назвать поперечный изгиб. Поверхности листа в данном случае нагружены внешними силами. В оформлении радиуса детали пуансон прямого участия не принимает и служит только для создания изгибающего момента, под действием которого деталь получает определенную кривизну, зависящую от пластических свойств материала, расстояния между опорами и от угла поворота полков.

При анализе поперечного свободного изгиба принимаются следующие допущения:

1) трением между деталью и опорами и пуансоном пренебрегают;

2) кривизну изгиба считают постоянной по всей длине изгиба.

Названные допущения позволяют применить некоторые зависимости, выведенные для кругового изгиба, для решения задачи поперечного свободного изгиба.

Третьим случаем пластического изгиба листа является изгиб листа в штампах при малых относительных радиусах изгиба. Процесс деформирования в данном случае оказывается очень сложным, и строгое, математически точное решение задачи, ввиду сложности и громоздкости вычислений, окажется нецелесообразным.

Однако, поскольку в производственных условиях наибольшее количество деталей гнут при помощи штампов, из всех перечисленных случаев наибольший практический интерес представляет именно последний. Поэтому этот вопрос необходимо разрешить, комбинируя оба способа, то есть часть вопросов решить аналитически, применяя зависимости, выведенные для кругового и свободного поперечного изгиба, а часть вопросов, где принятые заранее допущения слишком искажают действительность, решить экспериментальным путем.

Как известно, пластический изгиб сопровождается упругими деформациями — пружинением. Так как от пружинения непосредственно зависит точность гнутых деталей, определение величины угла пружинения в определенных условиях гибки представляет особый интерес.

Решению этого вопроса посвящен целый ряд экспериментальных работ [5]; [6] и др. Главным недостатком названных работ является то обстоятельство, что в них не даны пределы применимости приведенных эмпирических зависимостей, не даны оценки их точности, а также отсутствуют объяснения происходящих процессов. Частичному восполнению названного пробела посвящена настоящая работа.

Процесс пружинения изогнутого бруса можно схематически представить в следующем виде: в конце изгиба в поперечном сечении бруса действуют напряжения, момент которых (внутренний изгибающий момент) уравнивает внешний изгибающий момент и направлен в обратную сторону по отношению к последнему. После разгрузки, т.е. после снятия внешнего изгибающего момента, изогнутый брус под действием внутреннего изгибающего момента упруго разогнется. Величина угла пружинения может быть определена двумя способами: аналитическим расчетом величины упругой деформации или опытным путем, посредством испытаний и замеров.

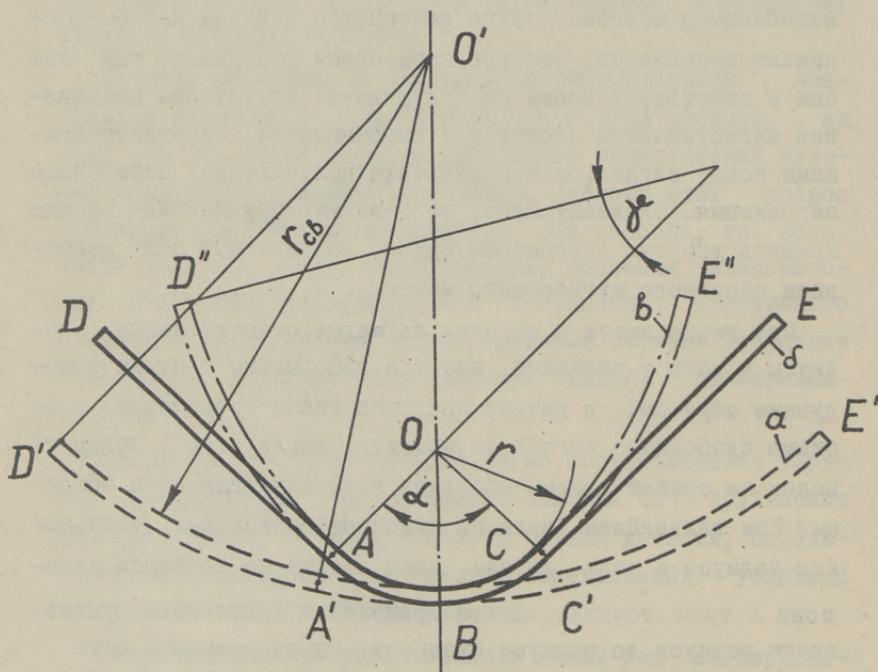
При аналитическом расчете величины угла пружинения исходят из положения, что после снятия внешнего изгибающего момента изогнутый брус под действием внутреннего изгибающего момента упруго разогнется и в нем как бы возникают напряжения, которые называются условными, так как они в действительности не будут иметь места. Эти напряжения алгебраически сложатся с напряжениями, соответствующими концу изгиба, и в результате получаются остаточные напряжения. Следовательно, за величину пружинения можно принять упругую деформацию бруса, возникающую под действием обратного изгибающего момента.

При гибке листа в штампах на малые относительные радиусы в упор с чеканкой, процесс деформации протекает следующим образом: в начале процесса гибка происходит по схеме свободного изгиба до момента, когда угол поворота полка не станет равным половине величины угла зева матрицы. При дальнейшем движении пуансона происходит уменьшение радиуса и угла детали, пока деталь не коснется пуансона в трех точках. Далее происходит дальнейшее уменьшение радиуса до радиуса пуансона. Одновременно с этим выпрямляются предварительно согнутые участки листа. После снятия нагрузки здесь имеет место взаимоположенное упругое пружинение: пружинение закругления угла изгиба (положительное пружинение) и пружинение выпрямленных пуансом боковых полков (отрицательное пружинение).

В результате взаимокомпенсирующего действия положительного и отрицательного пружинения, в зависимости от величины относительного радиусагиба  $\frac{R}{S}$ , относительного радиуса свободного изгиба  $\frac{R_{cb}}{S}$  и угла гибки  $\mathcal{L}$ , образуется угол пружинения  $\mathcal{L}_{np}$ .

При отсутствии сильной чеканки, вызывающей уменьшение толщины детали, можно пренебречь незначительным упрочнением поверхностного слоя и суммарным пружинением считать величину  $\mathcal{L}_{np}$  (фиг. 1):

$$\mathcal{L}_{np} = \mathcal{L}_r - 2\mathcal{L}_{cb},$$



Фиг. 1. Схема изгиба листа в штампе:  
 а - положение листа в конце свободного изгиба  
 б - положение листа в конце изгиба  
 в - условное положение листа

(I)

где  $\Delta_r$  - пружинение в участке  $\dot{A}\dot{C}$  ;  
 $\Delta_{cb}$  - пружинение в участке  $\dot{A}\dot{D}$  и  $\dot{C}\dot{E}$  .

По данным исследования Е.Н. Мошнина [2], возможно перенести теоретические зависимости, выведенные для кругового изгиба, на поперечный свободный изгиб. Следовательно:

$$\Delta_{np} = 2mr_{cp} \Delta \frac{\sigma_s}{E} - 2mr_{срcb} \gamma \frac{\sigma_s}{E}, \quad (2)$$

где  $r_{cp}$  - средний относительный радиус изгиба;  
 $r_{срcb}$  - средний относительный радиус свободного изгиба.

Как видно из фигуры 1, угол  $\gamma$  определяется по формуле:

$$\gamma = \frac{\Delta}{2} \left( 1 - \frac{r}{r_{cb}} \right), \quad (3)$$

Заменяя в формуле (2)  $\gamma$  и преобразуя, получим для угла пружинения при гибке в штампах на угол  $90^\circ$ :

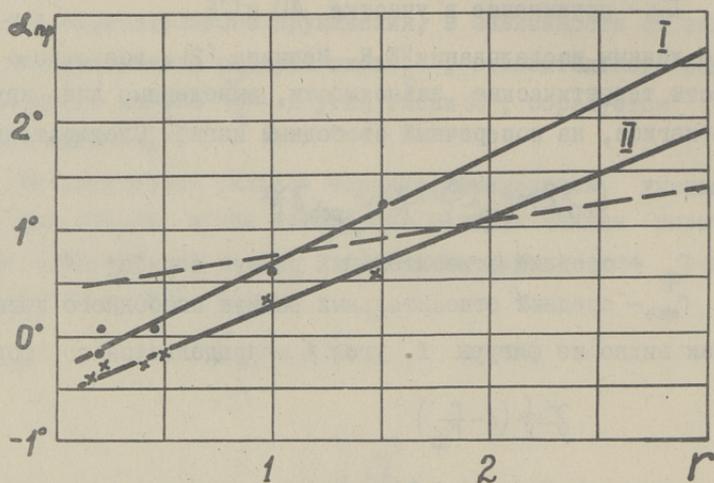
$$\Delta_{np} = \pi m \frac{\sigma_s}{E} \left[ r_{cp} - r_{срcb} \left( 1 - \frac{r}{r_{cb}} \right) \right]. \quad (4)$$

На фигуре 2 показана зависимость угла пружинения от относительного радиуса гибки и относительной ширины зева матрицы для материала сталь Ст.3 при угле изгиба  $90^\circ$ , рассчитанная по формуле (4).

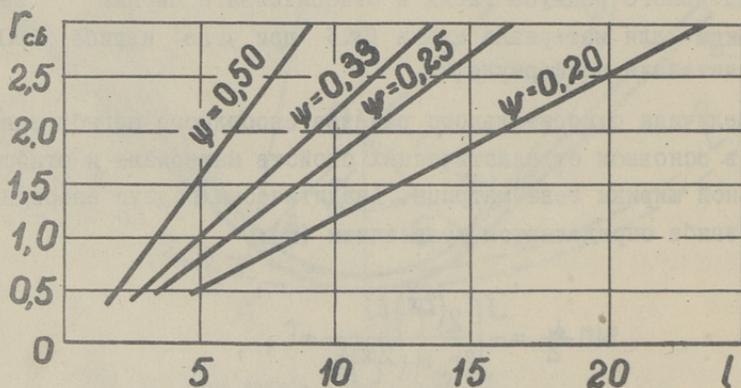
Величина относительного радиуса свободного изгиба зависит в основном от пластических свойств материала и относительной ширины зева матрицы. Аналитически радиус свободного изгиба определяется уравнением (3):

$$\sin \frac{\Delta}{2} = - \frac{\sqrt{2 \left( \frac{2x}{l} \right)^{\frac{1}{2}} \epsilon_p}}{\sqrt{2r_{cb} + 1 \left( \frac{2x}{l} \right)^{\frac{1}{2}} \epsilon_p}} + C_1, \quad (5)$$

где:  $\epsilon_p$  - относительная истинная деформация при растяжении.



Фиг. 2. Зависимость углов пружинения  $\Delta\alpha$  от относительного радиуса  $r$ .  
 Материал - ст. 3, толщина листа 2,8 мм:  
 I - при относительной ширине зева матрицы  $\ell = 9,62$   
 II - при относительной ширине зева матрицы  $\ell = 15,4$   
 ----- при свободном изгибе



Фиг. 3. Зависимость относительного радиуса  $r_{cb}$  от относительной ширины зева матрицы  $\ell$

Решения относительно  $\mathcal{L}$  при разных значениях  $\frac{1}{\varepsilon_p}$  будут иметь вид:

а) при  $\frac{1}{\varepsilon_p} = 4$ , т.е. через относительное равномерное сужение  $\psi_p = 0,2$ :

$$\sin \frac{\alpha}{2} = -l \left[ \frac{\sqrt[4]{2r_{cb}+1}}{4} \ln \frac{\sqrt[4]{2r_{cb}+1}-1}{\sqrt[4]{2r_{cb}+1}+1} + \frac{\sqrt[4]{2r_{cb}+1}}{2} \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt[4]{2r_{cb}+1}-1} \right]; \quad (6)$$

б) при  $\frac{1}{\varepsilon_p} = 3$ , т.е. при  $\psi_p = 0,25$

$$\begin{aligned} \sin \frac{\alpha}{2} = -l \left[ \frac{\sqrt[3]{2r_{cb}+1}}{3} \ln \frac{\sqrt[3]{2r_{cb}+1}}{\sqrt[3]{2r_{cb}+1}-1} + \frac{\sqrt[3]{2r_{cb}+1}^2}{6} \ln \frac{\sqrt[3]{(2r_{cb}+1)^2} + \sqrt[3]{2r_{cb}+1}}{\sqrt[3]{(2r_{cb}+1)^2}} + \right. \\ \left. + \frac{\sqrt[3]{2r_{cb}+1}}{\sqrt{3}} \left( \operatorname{arctg} \frac{\sqrt[3]{2r_{cb}+1}+2}{\sqrt{3}\sqrt[3]{2r_{cb}+1}} - \frac{\pi}{6} \right) - 1 \right] \quad (7) \end{aligned}$$

в) при  $\frac{1}{\varepsilon_p} = 2$ , т.е. при  $\psi_p = 0,33$

$$\sin \frac{\alpha}{2} = -l \left[ \frac{\sqrt{2r_{cb}+1}}{2} \ln \frac{\sqrt{2r_{cb}+1}+1}{\sqrt{2r_{cb}+1}-1} - 1 \right]; \quad (8)$$

г) при  $\frac{1}{\varepsilon_p} = 1$ , т.е. при  $\psi = 0,5$

$$\sin \frac{\alpha}{2} = -l \left[ (2r_{cb}+1) \ln \frac{2r_{cb}+1}{2r_{cb}} - 1 \right]. \quad (9)$$

Функции (6) ... (9) при  $\mathcal{L} = \text{const}$  являются приближенно линейными (фиг. 3). Поэтому для практического применения можно выразить их соответственно:

$$\psi_p = 0,50 \quad r_{cb} = 0,361 l - 0,18; \quad (10)$$

$$\psi_p = 0,33 \quad r_{cb} = 0,234 l - 0,18; \quad (11)$$

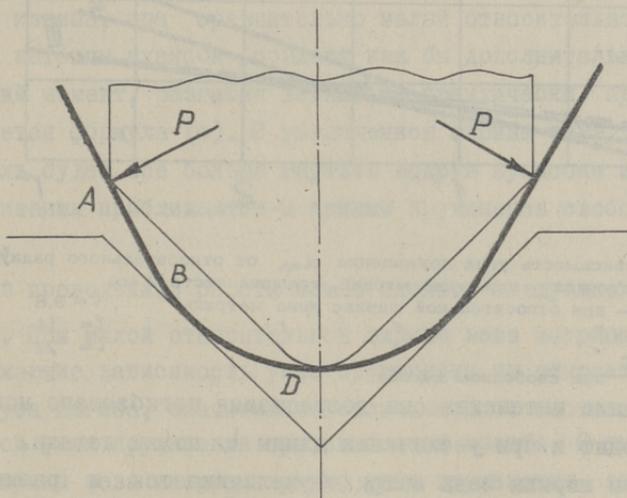
$$\psi_p = 0,2 \quad r_{cb} = 0,138 l - 0,18. \quad (12)$$

Функции (10)...(12) графически представляются как пучок прямых, выражаемых общей формулой:

$$r_{cb} = (0,738 \psi_p - 0,008) l - 0,18. \quad (13)$$

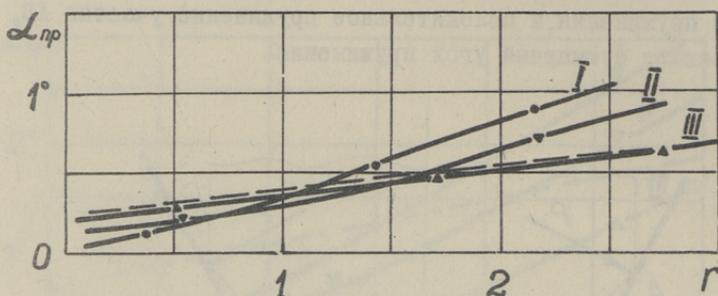


рицательное пружинение участка  $BD$ , уменьшающее суммарный угол пружинения, и положительное пружинение участка  $AB$ , увеличивающее суммарный угол пружинения.



Фиг. 5. Схема изгиба листа в штампе при большой относительной ширине зева матрицы

Так как процесс этот, как и любое деформирование металла в холодном состоянии, сопровождается упрочнением, отрезок  $AB$  искривляется больше при материалах, интенсивнее упрочняющихся. С другой стороны, искривление участка  $AB$  по отношению к участку  $BD$  будет тем больше, чем меньше будет интенсивность возрастания изгибающего момента. Как показывает экспериментальное исследование, в определенных условиях угловое пружинение на участке  $AB$  станет равным пружинению участка  $BD$  и суммарное пружинение можно определить только по пружинению углового радиуса. На фиг. 6 приведены экспериментальные кривые пружинения мягкого алюминия. Как видно, при относительной ширине зева матрицы 22,1 пружинение угла в зависимости от относительного радиуса практически не отличается от пружинения при свободном изгибе.



Фиг. 6. Зависимость угла пружинения  $\Delta_{np}$  от относительного радиуса  $r$ :

Материал - алюминий мягкий, толщина листа 2 мм

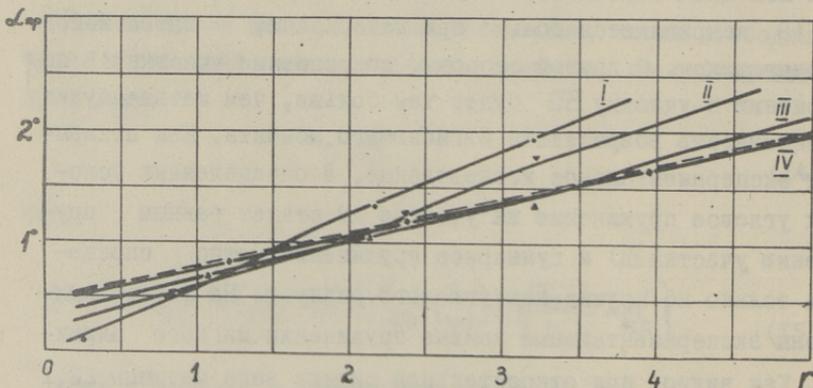
I - при относительной ширине зева матрицы  $l = 9,8$

II - " " " "  $l = 14$

III - " " " "  $l = 22$

----- при свободном изгибе

Уменьшение интенсивности возрастания изгибающего момента происходит и при увеличении длины  $l$  полки детали. С увеличением ширины зева матрицы увеличивается и размер  $l$ . Причем увеличение это происходит в основном за счет увеличения прямолинейного отрезка АВ. Это подтверждается и экспериментальным исследованием (фиг. 7): с увеличением



Фиг. 7. Зависимость угла пружинения  $\Delta_{np}$  от относительного радиуса  $r$ :

Материал - сталь 08 кп, толщина листа 1,2 мм

I - при относительной ширине зева матрицы  $l = 14,6$

II - " " " "  $l = 21$

III - " " " "  $l = 33$

IV - " " " "  $l = 50$

----- при свободном изгибе

ширины зева матрицы кривые пружинения все больше приближаются к кривой пружинения свободного изгиба.

В случае, когда радиус пуансона больше радиуса свободного изгиба, при сравнительно малой относительной ширине зева матрицы пуансон создает как бы дополнительный изгибающий момент, разгибая деталь, и практически правильной остается формула (4). С увеличением ширины зева матрицы деталь будет все больше гнуться вокруг пуансона и кривые пружинения приближаются к кривым пружинения свободного изгиба.

Из проведенной работы можно сделать следующие выводы:

1. При малой относительной ширине зева матрицы, кривые, отражающие зависимость угла пружинения от относительного радиуса изгиба, значительно отличаются от соответствующей кривой угла пружинения при свободном изгибе. С уменьшением ширины зева матрицы кривые угла пружинения становятся более крутыми. При гибке стали в штампах с относительной шириной зева матрицы до 20 при толщине материала свыше 2 мм для определения угла пружинения можно пользоваться формулой (4).

2. С увеличением ширины зева матрицы кривые угла пружинения приближаются к кривой угла пружинения свободного изгиба. При гибке пластических материалов толщиной до 1 мм в штампах с относительной шириной зева матрицы свыше 15 угол пружинения при относительном радиусе свыше 1 можно определить формулами, выведенными для угла пружинения при свободном изгибе.

## Л и т е р а т у р а

1. А.А. И л ь ю ш и н. Пластичность. ОГИЗ, 1948.
2. Е.Н. М о ш н и н. Исследование пластического изгиба. Элементы теории и новые процессы обработки металлов давлением. Машгиз, 1954, стр. 27-101.
3. И.П. Р е н н е. Оптимальные геометрические параметры - образных гибочных штампов. Труды Тульского механического института, вып. 7, 1955.
4. В.П. Р о м а н о в с к и й. Справочник по холодной штамповке. М.-Л. Машиностроение. 1965.
5. С.К. А б р а м о в, Г.З. Б е р м а н. Повышение точности холодной гибки деталей в штампах. "Сельхозмашина", 1955, №3.
6. Б.В. Р я б и н и н. Углы гибочных инструментов и изогнутых деталей, "Сельхозмашина", 1951, № 2.
7. Г.А. С м и р н о в - А л я е в, Д.А. В а й н т р а - у б. Холодная штамповка в приборостроении. М.-Л., Машгиз, 1963.

A. Kimmel

### On the Spring-back Effect During the Bending in the General-purpose "V"-Dies

#### S u m m a r y

The subject of this article is the process of formation of the spring-back angle during the bending in the general-purpose dies with the invariable angle. There is given the method of the calculation of the spring-back angle depending on the mechanical properties of the material, the relative width of the gap of the die and the relative radius of punch.

УДК 621.910.71

Э.О. Лийвер

МЕТОДИКА НАЗНАЧЕНИЯ НАИВЫГОДНЕЙШИХ  
ПЕРИОДОВ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУ-  
МЕНТА ПРИ ОДНОИНСТРУМЕНТНОЙ ОБРАБОТКЕ

Машиностроительная промышленность располагает огромным парком металлорежущих станков, производительность которых в значительной мере зависит от стойкости режущего инструмента. Большую роль в деле увеличения производительности труда играет установление правильной величины стойкости режущего инструмента.

При решении вопроса о назначении периодов стойкости режущего инструмента, мы должны исходить из необходимости комплексного решения всех вопросов, связанных с повышением производительности труда.

Рост производительности труда характеризуется увеличением числа изделий, изготовляемых в единицу рабочего времени. Время, затрачиваемое на выполнение единицы работы, т.н. штучная норма времени, рассчитываем по уточненной формуле

$$T_{\text{шт}} = [(1 + \alpha T^{-1}) T_0 + T_{\text{г}} + T_{\text{н.з}} n_{\text{ш}}^{-1}] K_{\text{оп}} \text{ мин}, \quad (1)$$

где коэффициент

$$K_{\text{оп}} = 1 - T_{\text{пер}} T_{\text{см}}^{-1} \quad (2)$$

и время технического обслуживания рабочего места

$$T_{\text{тех}} = \alpha T^{-1} T_0 \text{ мин}. \quad (3)$$

В формулах (1) по (3)

- $T_0$  - основное время в минутах,  
 $T_b$  - вспомогательное время в минутах,  
 $T_{нз}$  - норма подготовительно-заключительного времени на партию в минутах,  
 $n_{ш}$  - число штук в партии,  
 $\alpha$  - время на смену инструмента при его затуплении, на регулировку и наладку станка в процессе работы, на сметание стружки и периодическую уборку в процессе работы в минутах,  
 $T$  - период стойкости режущего инструмента между переточками в минутах основного времени,  
 $T_{см}$  - фонд рабочего времени в минутах,  
 $T_{пер}$  - время перерывов в минутах в течение рабочего времени  $T_{см}$ . Это все те затраты, в течение которых рабочим не выполняется работа. К ним относятся: время на отдых  $T_{отд}$ ; время организационно-технических перерывов  $T_{н.ор}$ .

Штучно-калькуляционное, т.е. нормативная производительность станка определяется по формуле:

$$Q_n = T_{нз}^{-1} \text{ мин}^{-1}. \quad (4)$$

Для характеристики затрат времени, расходуемого непосредственно на резание, вводится понятие об основной (машинной) производительности или производительности по основному (машинному) времени:

$$Q_0 = T_0^{-1} \text{ мин}^{-1}. \quad (5)$$

Такой режим резания, при котором в конкретных производственных условиях обеспечивается требуемое качество деталей (чистота обрабатываемой поверхности и точности формы и размеров обрабатываемой детали), определенных параметров режима резания (стойкость  $T$ , сила резания  $P$ , мощность резания  $N$ , высота неровностей  $R_z$  и т.д.) и достига-



ется максимальная основная производительность (минимальное основное время  $T_0$  для обработки), следует именовать оптимальным режимом резания.

Для определения оптимальных режимов резания графическим методом, лучшим методом является центрограмма [1 и 2] или использование соответствующих приборов [3], где применяется методика линейного программирования. Методика линейного программирования разработана в 1938 году Л.В. Канторовичем для решения систем линейных уравнений, где целевой функцией является линейное уравнение

$$(ax + by = c).$$

В практике, при обработке на металлорежущих станках заданы размеры заготовки, следовательно и припуск, который в большинстве целесообразно снимать за один проход. Следовательно, глубина резания  $t$  является постоянной. Переменными являются подача  $s$  и скорость резания  $v$ . Основное время обработки тем меньше, чем больше произведение  $vs$ , и, следовательно, можно это произведение использовать как целевую функцию при критерии основной производительности станка определенных режимов резания.

В середине центрограммы (фиг. 1) находится центральная диаграмма в логарифмических координатах. По вертикали отложена скорость резания  $v$  в м/мин, а по горизонтали — подача  $s$  в мм/л и проведенными под углом  $45^\circ$  линиями произведение  $10 vs = \Pi$  в  $\text{см}^2/\text{мин}$ , являющееся критерием оптимальности выбранного режима резания. Таким образом, логарифмическое уравнение  $\log s + \log v = \log \Pi - \log 10$  дается на графике целевой функции как линейные уравнения.

На основании экспериментальных формул [4] получаем для параметров режима резания в логарифмических координатах целый ряд линейных уравнений, которые можно называть характеристиками параметров режима резания. Оптимальный режим определяется по закрытому контуру в правом углу, где критерий основной производительности  $\Pi$  является максимальным.

Чтобы определить, когда основная производительность  $Q_0$  является наибольшей, следует придать формуле (5) следующий обобщающий вид:

$$Q_0 = K_g K_l^{-1} V^{-1} t s v = K_0 i_0 \text{ мин}^{-1}, \quad (6)$$

где  $K_l$  — коэффициент длины подачи для врезания, перебега и пробной стружки,  
 $V$  — фактический объем припусков заготовки, удаляемый во время обработки в  $\text{см}^3$ ,  
 $K_g$  — коэффициент геометрической формы припусков,  
 $t$  — глубина резания (припуск на сторону) в мм;  
 $s$  — подача в мм/л (или  $s_z$  — подача на 1 зуб фрезы в мм/л),  
 $v$  — скорость резания в м/мин,  
 $i_0$  — основная интенсивность режима резания ( $t s v$ ) в  $\text{см}^3/\text{мин}$ .

Экспериментально установлена функциональная зависимость между элементами режима резания и стойкостью режущего инструмента [4]

$$v = C_v T^{-m} t^{x_v} s^{-y_v} \text{ м.мин}^{-1}, \quad (7)$$

где  $C_v$  — коэффициент зависящий от обрабатываемого металла, материала инструмента и условий обработки.

Если подставить скорость резания  $v$ , определенную из уравнения (7), в уравнение (6), то после простейших преобразований уравнение (6) примет следующий вид:

$$Q_0 = K_0 C_v t^{1-x_v} s^{1-y_v} T^{-m} \text{ мин}^{-1}. \quad (8)$$

Показатели степени  $x_v$  и  $y_v$  меньше единицы, следовательно, показатели степени у  $t$  и  $s$  положительные, и для повышения основной производительности величины  $t$  и  $s$  необходимо назначить возможно большими с учетом лишь технологических факторов (припуск на обработку, технические требования к чистоте и точности обработанной поверхности, прочность и жесткость отдельных элементов и в целом системы СПИД — станок, приспособления, инструмент, обрабатываемая деталь).

При этом в каждом отдельном случае выработанные глубины резания и подачи должны обеспечить получение наименьшего времени обработки на станке. Следовательно, наивыгоднейшие значения глубины резания и подачи соответствуют их максимальным значениям, которые для данных конкретных условий ограничиваются лишь другими параметрами резания ( $P_z$ ,  $N$  или  $R_z$ ).

Следовало бы отметить, что в этом случае уменьшается и стойкость режущего инструмента и, так как показатель степени  $m$  положительный, увеличивается и основная производительность  $Q_0$ .

Однако сокращение затрат основного времени не соответствует изменению и штучно-калькуляционному времени, которое, кроме того, зависит также от затрат времени на техническое обслуживание рабочего места  $T_{\text{тех}}$ .

Для увеличения основной производительности нам нужно увеличить интенсивность режима резания, однако при этом период стойкости инструмента  $T$  резко снижается, а увеличивается время на техническое обслуживание рабочего места  $T_{\text{тех}}$  (время подналадки, регулировки, смены притупившегося инструмента и т.д.).

Для расчетов, связанных с работой металлорежущего станка, нужно использовать понятие технологической производительности станка, учитывающей не только непрерывную работу станка (основное время), но и время на техническое обслуживание рабочего места, рассчитываемое по формуле (3).

Формула технологической производительности металлорежущего станка примет вид:

$$Q_T = (T_0 + T_{\text{тех}})^{-1} = (Q_0^{-1} + \alpha T^{-1} Q_0^{-1})^{-1} = Q_0 T (T + \alpha)^{-1} \text{ мин}^{-1}. \quad (9)$$

После подстановки из формулы (6), формула (9) примет вид:

$$Q_T = K_0 i_0 T (T + \alpha)^{-1} \text{ мин}^{-1}. \quad (10)$$

Если вводить понятие о технологической и н-

тенсивности режима резания по формуле

$$i_T = i_0 T (T + \alpha)^{-1} \quad \text{см}^3 \text{мин}^{-1}, \quad (11)$$

тогда формула (10) примет вид:

$$Q_T = K_0 i_T \quad \text{мин}^{-1}. \quad (12)$$

Если глубина резания  $t$  и подача  $S$  заданы и являются постоянными, то формулы (8) и (12) примут вид:

$$Q_0 = K_0 C_v t^{1-x_v} S^{1-y_v} T^{-m} = K_a T^{-m} \quad \text{мин}^{-1}, \quad (13)$$

$$Q_T = K_a T^{1-m} (T + \alpha)^{-1} \quad \text{мин}^{-1}. \quad (14)$$

Для нахождения тех значений  $T$ , при которых уравнение (14) имеет экстремум, определим те значения  $T$ , при которых производная 1-го порядка обращается в нуль

$$dQ_T (dT)^{-1} = K_a [(T + \alpha)(1 - m) T^{-m} - T^{1-m}] (T + \alpha)^{-2} = 0. \quad (15)$$

Так как  $T \neq \infty$  и  $K_a \neq 0$ ,

$$\text{то} \quad (T + \alpha)(1 - m) T^{-m} - T^{1-m} = 0,$$

$$T^{-m} [(T + \alpha)(1 - m) - T] = 0.$$

Так как  $T^{-m} \neq 0$ , то  $(T + \alpha)(1 - m) - T = 0$

$$\text{и} \quad T = (1 - m) m^{-1} \alpha.$$

Следовательно, стойкость режущего инструмента, обеспечивающая наибольшую производительность конкретного труда станочника

$$T_n = (1 - m) m^{-1} \alpha \quad \text{мин}. \quad (16)$$

Аналогично получаем формулу для расчета стойкости режущего инструмента, обеспечивающую наибольшую технологическую производительность станка, если глубина резания  $t$  и скорость резания  $v$  заданы и являются постоянными, тогда

$$T_n = (y_v - m) m^{-1} \alpha \quad \text{мин}. \quad (17)$$

Если подача  $S$  и скорости резания  $v$  заданы и являются постоянными, тогда

$$T_n = (\chi_v - m) m^{-1} \alpha \text{ мин.} \quad (18)$$

Чтобы определить период стойкости режущего инструмента, обеспечивающий наименьшую себестоимость обработки и, следовательно, наибольшую производительность общественного труда, т.е. экономическую стойкость режущего инструмента  $T_э$ , находим штучно-калькуляционное время на одну штуку по формуле:

$$T_{н.б} = (Q_T^{-1} + T_B + T_{нз} n_{ин}^{-1}) K_{он}^{-1} \text{ мин.} \quad (19)$$

Норматив полной себестоимости минуты работы станка (рабочего места), занятого при выполнении операции без расхода инструмента (зависящий от стойкости режущего инструмента), вычисляется по следующей формуле:

$$C_{ст} = C_3 + (C_{м.ч} - C_u) 60^{-1} K_{ст}^{-1} \text{ коп} \cdot \text{мин}^{-1}, \quad (20)$$

где  $C_3$  — норматив заработной платы производственных рабочих (с начислениями на нее), приходящейся на 1 мин. работы станка в коп/станко-мин.)

$C_{м.ч}$  — себестоимость машино-часа производственного станка в коп/машино-час,

$C_u$  — норматив затрат на амортизацию, ремонт и заточку режущих инструментов в коп/машино-час.

$K_{ст}$  — коэффициент ненормируемого времени

$K_{ст} = 1 - T_{по} T_{см}^{-1}$ , где  $T_{по}$  — потери времени в минутах.

Затраты, связанные с эксплуатацией режущего инструмента за период его стойкости, определяются уравнением

$$P_u = t_{зат} C_{зат} + A_u (n+1)^{-1} \text{ коп}, \quad (21)$$

где  $t_{зат}$  — норма времени на одну переточку данного инструмента в мин,

$C_{зат}$  — заработная плата заточника (основная и дополнительная) с начислениями и накладными расходами заточного отделения в мин в коп,

$A_u$  — первоначальная себестоимость инструмента,

$n$  — число переточек инструмента до полного его износа.

Таким образом, стоимость обработки некоторого количества штук  $M$  деталей, отвечающих определенному периоду стойкости инструмента при условии, что коэффициент выполнения норм на данной операции  $I, 0$ , равна по формулам (19) и (21)

$$C_M = MC_{ст} K_{он}^{-1} (Q_T^{-1} + T_B + T_{н3} n_{ш}^{-1}) + t_{зат} C_{зат} + A_u (n+1)^{-1} \text{ коп.} \quad (22)$$

Если предполагать, что глубина резания  $t$  и подача  $z$  заданы и являются постоянными, количество деталей, обработанных за время периода стойкости режущего инструмента определяется по формулам (5) и (13)

$$M = T T_0^{-1} = T Q_0 = K_a T^{1-m} \text{ шт.} \quad (23)$$

Поставим в формулу (22) выражение для  $M$ , произведем тождественные преобразования и найдем себестоимость обработки  $I$  детали

$$C_{ш} = C_M M^{-1} = C_{ст} K_{он}^{-1} Q_T^{-1} + t_{зат} C_{зат} K_a^{-1} T^{m-1} + A_u (n+1)^{-1} K_a^{-1} T^{m-1} + C_{ст} K_{он}^{-1} (T_B + T_{н3} n_{ш}^{-1}) \text{ коп.} \quad (24)$$

Определяем производительность абстрактного труда заточки инструмента по следующей формуле:

$$Q_{зат} = C_{ст} K_{он}^{-1} K_a T^{1-m} t_{зат}^{-1} C_{зат}^{-1} \text{ мин}^{-1}, \quad (25)$$

а производительность абстрактного труда восстановления изношенного режущего инструмента во время стойкости по формуле:

$$Q_{изн} = C_{ст} K_{он}^{-1} K_a T^{1-m} (n+1) A_u^{-1} \text{ мин}^{-1}. \quad (26)$$

Тогда можно определить экономически производительность абстрактного труда станочника, основанную на учете затрат как конкретного труда, затрачиваемого станочником и заточником, так и абстрактного труда инструмента, оборудования и т.п. по формуле:

$$Q_3^{-1} = Q_T^{-1} + Q_{\text{зат}}^{-1} + Q_{\text{изн}}^{-1} =$$

$$= [T + a + K_{\text{оп}} t_{\text{зат}} C_{\text{зат}} C_{\text{ст}}^{-1} + A_u K_{\text{оп}} C_{\text{ст}}^{-1} (n+1)^{-1}] K_a^{-1} T^{m-1} \text{ мин}^{-1},$$

если отмечаем буквой "в" абстрактное время в мин., в котором нуждался бы станочник, когда он своей работой должен был бы восстанавливать затраты, связанные с эксплуатацией режущего инструмента за период его стойкости и время на смену инструмента а

$$b = a + K_{\text{оп}} t_{\text{зат}} C_{\text{зат}} C_{\text{ст}}^{-1} + A_u K_{\text{оп}} C_{\text{ст}}^{-1} (n+1)^{-1} \text{ мин.} \quad (27)$$

Следовательно,

$$Q_3 = K_a T^{1-m} (T+b)^{-1} \text{ мин}^{-1}. \quad (28)$$

Формула (24) примет вид:

$$C_{\text{ш}} = C_{\text{ст}} K_{\text{оп}}^{-1} Q_3^{-1} + C_{\text{ст}} K_{\text{оп}}^{-1} (T_b + T_{\text{п.з}} n_{\text{ш}}^{-1}) = C_{\text{пер}} + C_{\text{пост}} \text{ коп.} \quad (29)$$

Последняя слагаемая формула не зависит от стойкости режущего инструмента, и так как формулы (28) и (14) имеют экстремум при одинаковых значениях Т, будет условная экономическая производительность (28) наибольшая, значит и себестоимость операции по формуле (29) наименьшая, когда

$$T = (1-m) m^{-1} b \text{ мин.} \quad (30)$$

Таким образом, стойкость режущего инструмента, обеспечивающая наибольшую производительность общественного труда, следовательно, наименьшую себестоимость обработки, т.н. экономическую стойкость режущего инструмента

$$T_3 = (1-m) m^{-1} [a + K_{\text{оп}} t_{\text{зат}} C_{\text{зат}} C_{\text{ст}}^{-1} + A_u K_{\text{оп}} C_{\text{ст}}^{-1} (n+1)^{-1}] \text{ мин.}$$

Если известна себестоимость операции  $C_{\text{ш}}$  и технологическая производительность станка  $Q_T$ , тогда можно рассчитывать, при каких режимах резания производятся материальные ценности, выраженные в денежной форме в большом множестве на единицу производительности по следующей формуле:

$$Q_{x,n}^{-1} = C_{\text{ш}} Q_T^{-1} \text{ коп/мин.} \quad (31)$$

Единица измерения показывает, в каком количестве израсходован абстрактный труд (выраженный в копейках) и конкретный труд (выраженный в минутах) для обработки единицы (деталь). Формулу (29) можно заменить с ее первым слагаемым

$$Q_x^{-1} = C_{\text{пер}} Q_T^{-1} = C_{\text{ст}} K_{\text{оп}}^{-1} Q_3^{-1} Q_T^{-1} \text{ коп/мин.} \quad (32)$$

Формула (32) имеет экстремум при таком же значении стойкости режущего инструмента, как и формула (31).

Для нахождения тех величин стойкости металлорежущего инструмента, при которых формула (32) имеет экстремум, определяем производную I-го порядка из выражения  $Q_3 Q_T$  и уравниваем это с нулем. По формулам (28) и (14) получаем

$$Q_3 Q_T = K_a^2 T^{2-2m} (T+b)^{-1} (T+a)^{-1};$$

$$d(Q_3 Q_T) (dT)^{-1} = K_a^2 [(2-m) T^{1-2m} (T+b)(T+a) - (2T+a+b) T^{2-2m}] (T+b)^{-2} (T+a)^{-2} = 0.$$

Так как  $(T+b) \neq \infty$  и  $(T+a) \neq \infty$ , то

$$2(1-m) T^{1-2m} (T+b)(T+a) - (2T+a+b) T^{2-2m} = 0.$$

После проведения тождественных преобразований, получаем квадратное уравнение:

$$T^2 - (a+b)(1-2m) 2^{-1} m^{-1} T - (1-m) ab m^{-1} = 0.$$

Решение этой формулы дает т.н. хозяйственную стойкость режущего инструмента

$$T_x = 0,5(2^{-1} m^{-1} - 1)(a+b) + \left\{ [0,5(2^{-1} m^{-1} - 1)(a+b)]^2 + (m^{-1} - 1) ab \right\}^{\frac{1}{2}} \text{ мин.} \quad (33)$$

Хозяйственная стойкость режущего инструмента является таким параметром режима резания, при котором обеспечено более рациональным образом применение производительности общественного труда для производства материальных ценностей в наибольшем множестве.

Следовательно, при определении оптимальных режимов важно, какие величины параметров режима резания мы назначаем.

Предполагаем, что оптимальный режим определяется по закрытому контуру характеристиками параметра стойкости  $T_i$  параметрами тангенциальной силы резания  $P_{2.н}$  в правом углу, где основная производительность  $\Pi$  является наибольшей (фиг. I).

Самый несложный прием, когда выбираем величины для вышеуказанных параметров  $T_n$  и  $P_{2.н}$  по общемашиностроительным режимам резания и времени для технического нормирования работ на разных станках [4]. В этом случае определяем "оптимальный нормативный режим резания" (точка  $O_n$  фиг. I). Эти нормативы дают средние приблизительные данные стойкости режущего инструмента и допускаемую тангенциальную силу резания, которые для определенных операций завода и условий производства не всегда являются наивыгоднейшими.

Если нам нужно определить режим резания для станка, производительность которого является узким местом производства, тогда мы учитываем только время, затрачиваемое станочником, и выбираем такие величины для параметров режима резания, которые обеспечивают наибольшую производительность конкретного труда станочника ( $T_n$  и  $P_{2.н}$ ). В этом случае определяем "оптимальный производительный режим резания" (точка  $O_{\Pi}$  фиг. I).

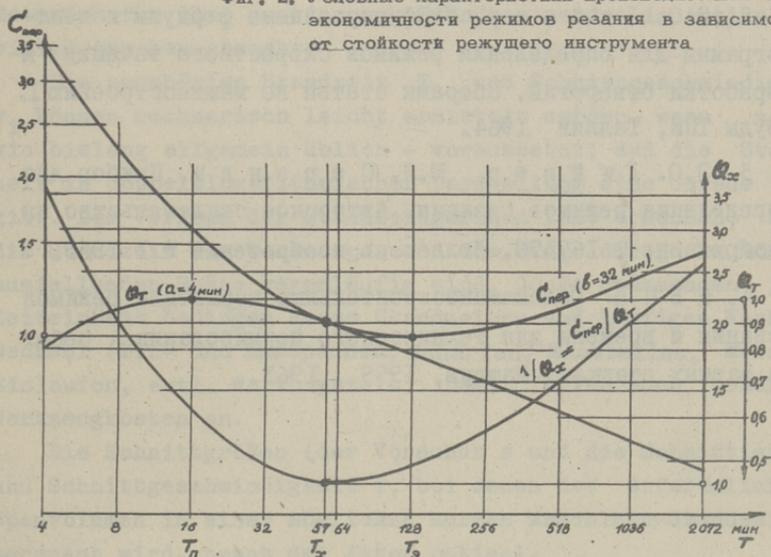
В условиях социалистического хозяйства невозможен учет всех затрат труда непосредственно в рабочее время, поэтому учет и контроль совокупных затрат производится в денежной форме.

Таким образом, при назначении режимов резания нельзя ограничиваться только учетом производительности на данном рабочем месте — **стенке**, затратами конкретного труда. В качестве наивыгоднейших принимается производительность об-

щественного труда, соответствующая наименьшей себестоимости обработки. И так для определения "оптимального экономического режима резания" (точка  $O_3$  фиг. 1) исходными параметрами режима резания являются экономические  $T_3$  и  $P_{z,3}$ , обеспечивающие наименьшую себестоимость обработки.

В технической литературе предлагается выбирать экономическую стойкость режущего инструмента или больше. Если мы так выберем, тогда получим себестоимость выше и производительность станка меньше, чем при экономической стойкости (фиг. 2).

Фиг. 2. Условные характеристики производительности и экономичности режимов резания в зависимости от стойкости режущего инструмента



Если мы выберем наперекор стойкости режущего инструмента меньше экономической ( $T_3$ ), но не меньше производительной стойкости ( $T_{II}$ ), тогда также себестоимость операции повышается, но совместно с этим повышается и производительность станка. Следовательно, это более выгодно.

Таким образом, когда выпускаемая продукция является дефицитом для народного хозяйства, целесообразно определить оптимальные хозяйственные ре -

ж и м ы р е з а н и я" (точка  $O_x$  фиг. I), исходя из хозяйственных параметров режима резания ( $T_x$  и  $P_{z.x}$ ), которые по величине являются средними между производительными и экономическими параметрами режима резания.

#### Л и т е р а т у р а

1. Э.О. Л и й в е р. Определение оптимальных режимов скоростного точения (на эстонском языке) ЭГИ, Таллин 1955.

2. Э.О. Л и й в е р. Унифицированные формулы и центрограммы для определения режимов скоростного точения и обработки отверстий. Сборник статей по машиностроению I. Труды ТПИ, Таллин 1964.

3. Э.О. Л и й в е р, Ю.Л. С а р а н д и. Прибор для определения режимов резания. Авторское свидетельство на изобретение № I67376. Бюллетень изобретения № I 1965.

4. Ц Б П Н Общемашиностроительные нормативы режимов резания и времени для технического нормирования работ на разных станках. Машгиз, 1959...1963.

Die Methodik für Bestimmung  
bestmöglicher Standzeiten beim  
Zerspanen mit einem Werkzeuge

Z u s a m m e n f a s s u n g

Es gibt verschiedene Arten der Standzeiten und mehrere Methoden für ihre Bestimmung. Hierüber werden im Artikel einige Angaben gemacht.

Die zugehörige Standzeit  $T_1$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_1$  können rechnerisch leicht ermittelt werden, wenn man - wie bislang allgemein üblich - voraussetzt, daß die Standzeit in doppeltlogarithmischer Darstellung eine Gerade ergibt. Der Verlauf der Standzeitgeraden läßt erkennen, daß die Standzeit des Werkzeuges und die Menge der je Zeiteinheit ausfallenden Späne gegenläufig sind. Große Spanmengen je Zeiteinheit bedingen kurze Standzeiten und häufigen Werkzeugwechsel (Ein- und Ausspannen, Schärfen, Einstellen, Messen, Einlaufen, evtl. Wartungszeit). Damit fallen auch erhöhte Werkzeugkosten an.

Die Schnittgrößen (der Vorschub  $s$  und die Schnitttiefe  $t$ ) und Schnittgeschwindigkeit  $v$ , bei denen das erforderliche Spanvolumen in einer möglichst kurzen Maschinen-Grundzeit zerspannt wird, nennt der Autor optimal.

Rechnerisch sind ermittelt:

1) die Spanleistungs Standzeit ( $T_S$ ), bei der die Grundzeit ( $t_G$ ) und technische Wartungszeit ( $t_{Wt}$ ) zusammen möglichst kurz sind,

2) die kostengünstigste Standzeit ( $T_K$ ), bei der die Fertigungskosten je Werkstück ein Minimum erreichen, und

3) die wirtschaftlichste Standzeit ( $T_W$ ), bei der die Herstellung von Gebrauchswerten für die Volkswirtschaft ein Maximum erreicht wird bei dem Mindestwert der abstrakten Arbeit.



УДК 621,910.71

Э.О. Лийвер

СИСТЕМА ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДЛЯ ОЦЕНКИ  
ПРОГРЕССИВНОСТИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

При решении комплекса научно-теоретических и практических задач по обоснованию выбора и назначению режимов резания возникает вопрос объективной оценки степени их прогрессивности.

Под степенью прогрессивности понимается такое качество режима резания, которое выражает его относительную характеристику в соответствии с определенными критериями оценки.

При помощи соответствующих показателей прогрессивности режимов резания можно представить себе, в какой мере уменьшается производительность конкретного труда или возрастает себестоимость (уменьшается производительность абстрактного труда), если при обработке резанием фактический режим резания в какой-то мере отличается от предвиденного.

Оценка степени прогрессивности выбранного режима резания является одной из практических задач общего развития технологии машиностроения.

Для упрощения расчетов целесообразно применить только ту часть формул, соответствующих критериям, которая непосредственно зависит от режимов резания, а именно:

I. Скорость резания [I, формула (7)]

$$v = C_v T^{-m} t^{-x_v} s^{-y_v} \quad \text{м.мин}^{-1} \quad (I)$$

2. Основная интенсивность режима резания.

$$i_0 = tsv = C_v t^{1-x_v} s^{1-y_v} T^m \text{ см}^3_{\text{мин}}^{-1}. \quad (2)$$

С этим прямо пропорциональна основная производительность конкретного труда [I, формула (6) и (8)].

3. Технологическая интенсивность режима резания

$$i = i_0 T(T+a)^{-1} = C_v t^{1-x_v} s^{1-y_v} T^{1-m} (T+a)^{-1} \text{ см}^3_{\text{мин}}^{-1}. \quad (3)$$

С этим прямо пропорциональна технологическая производительность конкретного труда [I, формула (12)].

4. Экономическая интенсивность режима резания

$$i_0 = i_0 T(T+b)^{-1} = C_v t^{1-x_v} s^{1-y_v} T^{1-m} (T+b)^{-1} \text{ см}^3_{\text{мин}}^{-1}. \quad (4)$$

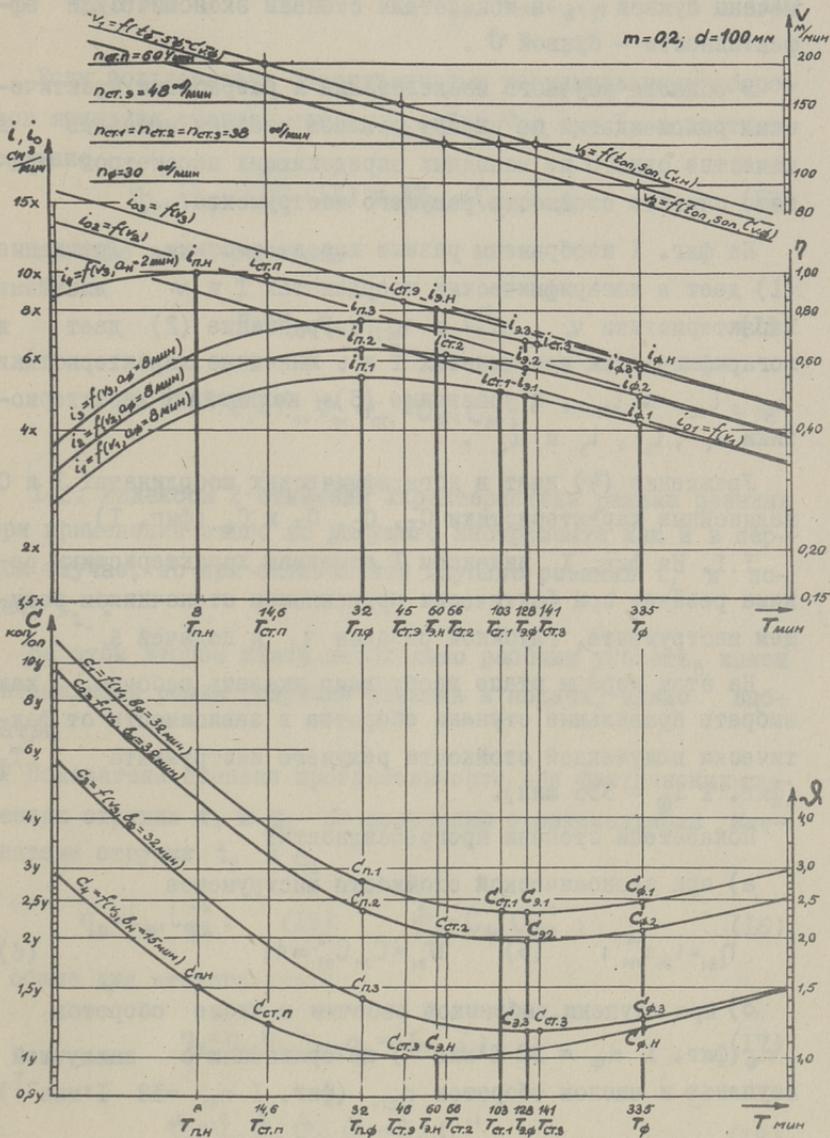
С этим обратно пропорциональна переменная часть формулы себестоимости обработки [I, формула (29)] и прямо пропорциональна экономической производительность абстрактного труда [I, формула (28)].

В формулах(I)по(4) условные обозначения см. [I].

### I. Система показателей прогрессивности режимов резания

Под показателем степени производительности понимается производительность анализируемого режима резания относительно производительности режима резания, обеспечивающей наибольшую технологическую производительность металлорежущих станков.

Под показателем степени экономической эффективности понимается себестоимость обработки при анализируемом режиме резания относительно себестоимости обработки при режиме резания, обеспечивающей наибольшую экономическую производительность абстрактного труда, следовательно, наименьшую себестоимость обработки.



Фиг.1. Характеристики производительности и экономичности режимов резания в зависимости от стойкости металлорежущего инструмента

В дальнейшем показатели степени производительности отмечены буквой  $\eta$ , а показатели степени экономической эффективности — буквой  $\psi$ .

В области научного исследования и разработки практических рекомендаций по выбору режимов резания металлов в качестве одного из исходных определяющих параметров принято считать стойкость режущего инструмента.

На фиг. I изображены разные характеристики. Уравнение (1) дает в логарифмических координатах  $T$  и  $v$  линейные характеристики  $v_1$ ,  $v_2$  и  $v_3$ . Уравнение (2) дает в логарифмических координатах  $T$  и  $i$  линейные характеристики  $i_{01}$ ,  $i_{02}$  и  $i_{03}$ , а уравнение (3) — нелинейные характеристики  $i_1$ ,  $i_2$ ,  $i_3$  и  $i_4$ .

Уравнение (4) дает в логарифмических координатах  $T$  и  $C$  нелинейные характеристики  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  и  $C_4$  (фиг. I).

I.I. На фиг. I индексом I отмечены характеристики режима резания при фактически применяемом станочником режущем инструменте, глубиной резания  $t_1$  и подачей  $s_1$ .

На этом первом этапе необходимо указать рабочим, как выбрать правильные ступени оборотов в зависимости от фактически полученной стойкости режущего инструмента  $T_{\Phi}$  (фиг. I  $T_{\Phi} = 335$  мин).

Показатели степени прогрессивности:

а) при экономической стойкости инструмента

$$\eta_{э1} = i_{э1} i_{п1}^{-1}; \quad (5) \quad \psi_{э1} = C_{э1} C_{э1}^{-1} = 1; \quad (6)$$

б) при ступени, выбранной рабочим и числе оборотов

$n_{\Phi}$  (фиг. I  $n_{\Phi} = 30$  I·мин<sup>-1</sup>) по сравнению с наилучшей ступенью и числом оборотов  $n_{ст1}$  (фиг. I  $n_{ст} = 38$  I·мин<sup>-1</sup>)

$$\eta_{п1} = i_{\Phi1} i_{ст1}^{-1}; \quad (7) \quad \psi_{п1} = C_{\Phi1} C_{ст1}^{-1}; \quad (8)$$

в) при наилучшей ступени и числе оборотов  $n_{ст1}$  по сравнению с теоретически необходимым числом оборотов  $n_2$  при стойкости инструмента  $T_2$  (для станков с бесступенчатым регулированием оборотов)

$$\eta_{\text{CT1}} = i_{\text{CT1}} i_{\text{Э1}}^{-1}; \quad (9) \quad \psi_{\text{CT1}} = C_{\text{CT1}} C_{\text{Э1}}^{-1}. \quad (10)$$

Если пользоваться бесступенчатым регулированием оборотов шпинделя станка, тогда  $\eta_{\text{CT.и}} = 1$  и  $\psi_{\text{CT.и}} = 1$ , а соответственно

$$\eta_{\text{н1}} = i_{\text{Ф.и}} i_{\text{Э1}}^{-1} \quad (11) \quad \text{и} \quad \psi_{\text{н1}} = C_{\text{Ф.и}} C_{\text{Э1}}^{-1}. \quad (12)$$

г) общие для I-го этапа

$$\eta_1 = \eta_{\text{Э1}} \eta_{\text{н1}} \eta_{\text{CT1}} = i_{\text{Ф1}} i_{\text{н1}}^{-1}; \quad (13)$$

$$\psi_1 = \psi_{\text{Э1}} \psi_{\text{н1}} \psi_{\text{CT1}} = C_{\text{Ф1}} C_{\text{Э1}}^{-1}; \quad (14)$$

1.2. Индексом 2 отмечены характеристики режима резания при применении этого же режущего инструмента как и в первом случае, но при оптимальной глубине резания  $t_2$  и подаче  $s_2$ .

На этом втором этапе необходимо рабочим указать, какой оптимальный режим (глубина резания и подача) нужно выбрать.

Показатели степени прогрессивности при фактических элементах стружки  $t_1$  и  $s_1$  по сравнению с оптимальными элементами стружки  $t_2$  и  $s_2$

$$\eta_p = i_{\text{Ф1}} i_{\text{Ф2}}^{-1}; \quad (15) \quad \psi_p = C_{\text{Ф1}} C_{\text{Ф2}}^{-1}; \quad (16)$$

и общие для второго этапа

$$\eta_2 = \eta_{\text{Э2}} \eta_{\text{н2}} \eta_{\text{CT2}} \eta_p = i_{\text{Ф1}} i_{\text{н2}}^{-1}; \quad (17)$$

$$\psi_2 = \psi_{\text{Э2}} \psi_{\text{н2}} \psi_{\text{CT2}} \psi_p = C_{\text{Ф1}} C_{\text{Э2}}^{-1}. \quad (18)$$

1.3. Индексом 3 отмечены характеристики режима резания при режущем инструменте, имеющем нормативное качество и оптимальную глубину резания  $t_3 = t_2$  и подачу  $s_3 = s_2$ .

На третьем этапе необходимо обеспечить то, чтобы инструмент был нормального качества и рабочие умели бы правильно пользоваться им.

Показатели степени прогрессивности при фактическом качестве инструмента  $C_{v2} = C_{v1}$  формула (I) по сравнению с инструментом нормативного качества  $C_{v3} = C_{vн}$  формула (I).

$$\eta_u = i_{\varphi_2} i_{\varphi_3}^{-1}; \quad (19)$$

$$\psi_u = C_{\varphi_2} C_{\varphi_3}^{-1}; \quad (20)$$

и общие для третьего этапа

$$\eta_3 = \eta_{э3} \eta_{н3} \eta_{ст3} \eta_p \eta_u = i_{\varphi_1} i_{н3}^{-1}; \quad (21)$$

$$\psi_3 = \psi_{э3} \psi_{н3} \psi_{ст3} \psi_p \psi_u = C_{\varphi_1} C_{э3}^{-1}. \quad (22)$$

I.4. Индексом 4 отмечены характеристики режима резания при режущем инструменте, имеющем нормативное качество, оптимальную глубину резания  $t_4 = t_2$ , подачу  $s_4 = s_2$  и время на смену затупленного инструмента "а<sub>4</sub>" или соответственно "в<sub>4</sub>" было бы нормативное а<sub>н</sub> и в<sub>н</sub>.

На четвертом этапе нужно переорганизовать техническую службу рабочего места так, чтобы а<sub>4</sub> = а<sub>н</sub> и в<sub>4</sub> = в<sub>н</sub>.

Показатель степени прогрессивности при фактическом времени технического обслуживания а<sub>ф</sub> и в<sub>ф</sub> (фиг. I, а<sub>ф</sub> = 8 мин, в<sub>ф</sub> = 32 мин) по сравнению с нормативной величиной времени технического обслуживания а<sub>н</sub> и в<sub>н</sub> (фиг. I, а<sub>н</sub> = 2 мин, в<sub>н</sub> = 15 мин.)

$$\eta_n = i_{\varphi_3} i_{\varphi_n}^{-1}; \quad (23)$$

$$\psi_n = C_{\varphi_3} C_{\varphi_n}^{-1}; \quad (24)$$

и общие для четвертого этапа

$$\eta_4 = \eta_{э4} \eta_{н4} \eta_{ст4} \eta_p \eta_u \eta_n = i_{\varphi_1} i_{нн}^{-1}; \quad (25)$$

$$\psi_4 = \psi_{за} \psi_{н4} \psi_{ст4} \psi_p \psi_u \psi_n = C_{ф1} C_{п.н.}^{-1} \quad (26)$$

## 2. Формулы показателей прогрессивности режимов резания

2.1. Для определения показателей степени прогрессивности режимов резания, в зависимости от стойкости режущего инструмента ( $\eta_{за}, \eta_{н4}, \eta_{ст4}$  и  $\psi_{за}, \psi_{н4}, \psi_{ст4}$ ), можно вывести следующие формулы.

При определении показателей степени прогрессивности анализируемого режима резания нам известно, что величина периода стойкости, обеспечивающая наибольшую производительность конкретного труда [I, формула (I6)], равна

$$T_n = (1-m)m^{-1}a \text{ мин.} \quad (27)$$

Нам известно, что период стойкости, обеспечивающий наименьшую себестоимость обработки, равен [I, формула (30)]

$$T_3 = (1-m)m^{-1}b \text{ мин.} \quad (28)$$

Нас интересует производительность труда и себестоимость при определенной скорости резания  $V_i$  или числе оборотов, при соответствующей стойкости режущего инструмента  $T_i$ . Предполагаем, что

$$\eta_i = T_i T_n^{-1}; \quad (29)$$

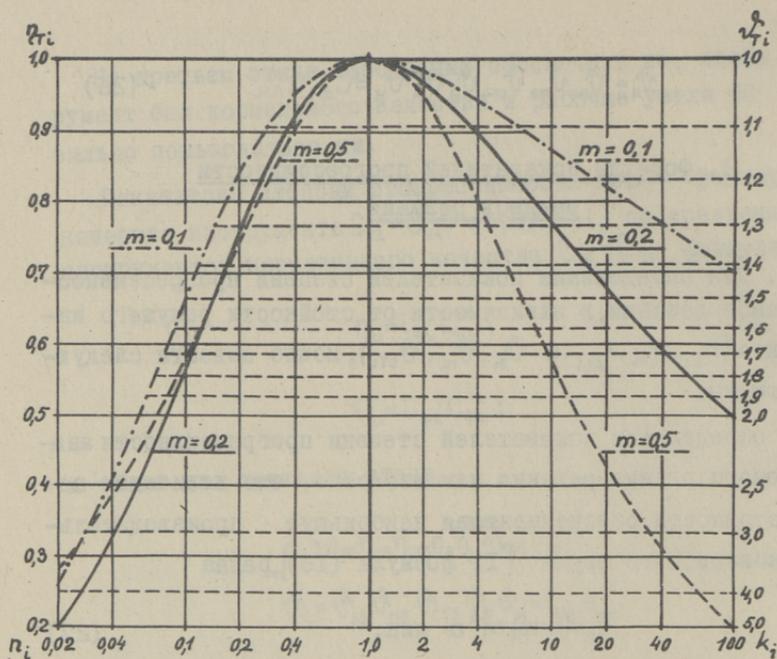
$$K_i = T_i T_3^{-1}, \quad (30)$$

тогда формулы (I3) и (I4) после преобразования примут вид:

$$\eta_i = i_{и4} i_{н4}^{-1} = \eta_i^{1-m} [\eta_i (1-m) + m]^{-1}, \quad (31)$$

$$\psi_i = C_{и4} C_{за4}^{-1} = [K_i (1-m) + m] K_i^{m-1} \quad (32)$$

На фиг. 2 изображена диаграмма, с помощью которой можно определить величину  $\eta_i$  и  $\psi_i$ , в зависимости от величины  $\eta_i, K_i$  и  $m$ .



Фиг. 2. Диаграмма для определения степени прогрессивности режимов резания в зависимости от выбранной стойкости металлорежущего инструмента

2.2. Для определения показателей степени прогрессивности режимов резания в зависимости от выбранной величины элементов режима резания, глубина резания  $t$  и подача  $s$  могут быть определены по следующим формулам:

а) показатель степени производительности [формулы (15) и (3)] после преобразований примет вид:

$$\eta_p = i_{\varphi_1} i_{\varphi_2}^{-1} = (t_1/t_2)^{1-x_v} (s_1/s_2)^{1-y_v}; \quad (33)$$

б) показатели степени экономической эффективности [формулы (16) и (4)] после преобразований примут вид:

$$\varphi_p = C_{\varphi_1} C_{\varphi_2}^{-1} = i_{z_2} i_{z_1}^{-1} = (t_2/t_1)^{1-x_v} (s_2/s_1)^{1-y_v}. \quad (34)$$

2.3. Для определения показателей степени прогрессивности режимов резания, в зависимости от качества режущего инструмента ( $\eta_u$  и  $\varphi_u$ ), можно вывести следующие формулы для двух вариантов.

При первом варианте предполагаем, что при инструменте улучшенного качества (нормативного качества), сохраняя прежнюю скорость резания, получается стойкость  $T_H$  больше, чем при инструменте фактического качества со стойкостью  $T_\Phi$ .

Если выбрать величины  $n_H$ ,  $n_y$ ,  $K_H$  и  $K_y$ , так что

$$n_\phi = T_\phi T_n^{-1}; \quad (35) \quad K_\phi = T_\phi T_\phi^{-1}; \quad (36)$$

$$n_H = T_H T_n^{-1}; \quad (37) \quad K_H = T_H T_\phi^{-1}; \quad (38)$$

$$n_y = T_H T_\phi^{-1} = n_H n_\phi^{-1} \quad (39) \quad \text{и} \quad K_y = T_H T_\phi^{-1} = K_H K_\phi^{-1}, \quad (40)$$

тогда формула показателей степени производительности при одном определенном режиме резания (фактический режим резания) примет вид:

$$\begin{aligned} n_{T,y} &= i_n i_\phi^{-1} = i_o T_n (T_\phi + a) [(T_H + a) i_o T_\phi]^{-1} = \\ &= n_y [n_\phi (1-m) + m] [n_y n_\phi (1-m) + m]^{-1}; \end{aligned} \quad (41)$$

$$\begin{aligned} n_{T,y}^* &= C_H C_\phi^{-1} = i_o T_\phi (T_H + b) [(T_\phi + b) i_o T_H]^{-1} = \\ &= [K_y K_\phi (1-m) + m] K_y^{-1} [K_\phi (1-m) + m]^{-1}. \end{aligned} \quad (42)$$

Другой вариант получим, когда предположим, что при применении инструмента улучшенного качества (нормативного качества) повысим скорость резания от  $V_\phi$  до  $V_H$ , при условии что стойкость режущего инструмента осталась бы неизменной ( $T_\Phi = \text{постоянный}$ ). Тогда по формуле (I) получаем, что

$$V_H V_\phi^{-1} = T_H^m T_\phi^{-m} = n_y^m = K_y^m. \quad (43)$$

Если при обследовании режимов резания определена фактическая стойкость  $T_\Phi$  и по формуле (I) рассчитаны стойкости  $T_H$  для режущего инструмента нормативного качества, то показатели степени прогрессивности [(формулы (19) и (20)] примут вид:

$$\eta_{v,y} = i_{\phi_2} i_{\phi_3}^{-1} = T_H^m T_\phi^{-m} = n_y^m, \text{ и} \quad (44)$$

$$\eta_{v,y}^1 = C_{\phi_2} C_{\phi_3}^{-1} = T_\phi^m T_H^{-m} = k_y^{-m}. \quad (45)$$

Таким образом, при повышении качества режущего инструмента нужно определить, когда и какой из этих двух вариантов целесообразно выбрать [формулы (41) и (42) или (44) и (45)]

Показатель степени производительности выбранного варианта режима резания при повышении качества режущего инструмента [формулы (41) и (44)] примет вид:

$$\eta_{т,v} = \eta_{т,y} \eta_{v,y}^{-1} = n_y^{1-m} [n_\phi(1-m) + m] [n_y n_\phi(1-m) + m]^{-1}. \quad (46)$$

Если  $\eta_{т,v} > 1$ , тогда выгоднее первый вариант, т.е. сохранять прежнюю скорость резания.

Если  $\eta_{т,v} < 1$ , тогда выгоднее второй вариант, т.е. увеличить скорость резания, сохраняя прежнюю стойкость режущего инструмента.

Но если  $\eta_{т,v} = 1$ , тогда оба варианта в отношении производительности равны, и мы получаем, что

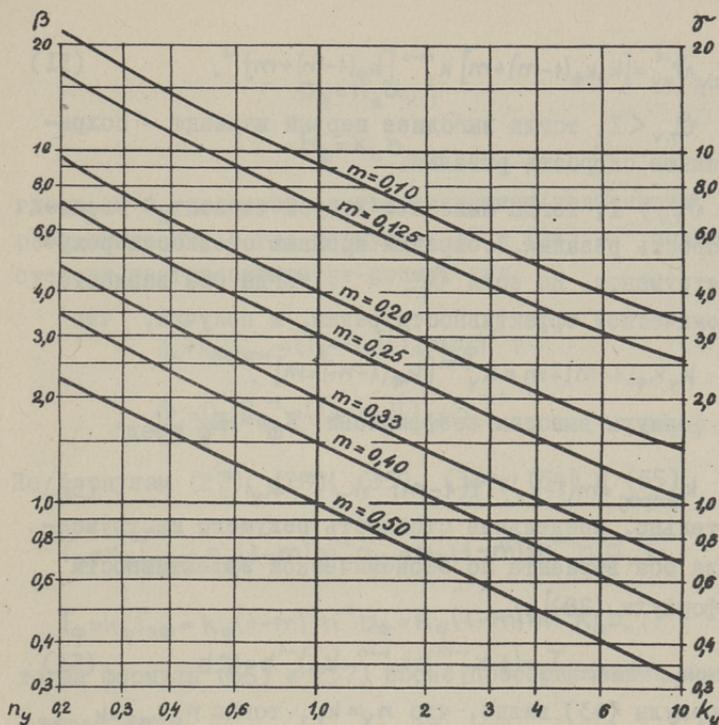
$$n_y^{1-m} [n_\phi(1-m) + m] = n_y n_\phi(1-m) + m.$$

Из этой формулы выводим коэффициент  $n_\phi = n_{\phi, \text{пред}}$ .

$$n_{\phi, \text{пред}} = m(1 - n_y^{1-m})(1-m)^{-1}(n_y^{1-m} - n_y)^{-1}, \quad (47)$$

и следовательно, определенная стойкость режущего инструмента, когда оба варианта по производительности равны [формула (27)],

$$\begin{aligned} T_{\text{пред}, i} &= n_{\phi, \text{пред}} T_H = m(1 - n_y^{1-m}) T_H (1-m)^{-1} (n_y^{1-m} - n_y)^{-1} = \\ &= (1 - n_y^{1-m}) \alpha (n_y^{1-m} - n_y)^{-1} = \beta \alpha. \end{aligned} \quad (48)$$



Фиг. 3. Диаграмма для определения коэффициентов

По графику на фиг. 3 можно приблизительно определить коэффициент  $\beta$ .

Из фигуры 3 видно, что при улучшении качества металло-режущего инструмента ( $n_y > 1$ ), при условии, что  $m > 1$  всегда

$$\beta < (1-m) m^{-1}, \quad (49)$$

и, следовательно,

$$T_{\text{пред.и}} < T_{\text{п}}. \quad (50)$$

При выборе режима резания практически целесообразно обеспечить, чтобы  $T_{\text{ф}} > T_{\text{п}}$ . Следовательно, при повышении качества инструмента рекомендуется, с точки зрения производительности, выбрать второй вариант, т.е. повышать скорость резания, а не работать на прежних режимах с повышенной стойкостью.

Показатели степени экономической эффективности выбранного варианта режима резания при повышении качества режущего инструмента [формулы (42) и (45)] примут вид:

$$\mathcal{V}_{T,V} = \mathcal{V}_{T,y} \mathcal{V}_{y,V}^{-1} = [k_y k_\phi (1-m) + m] k_y^{m-1} [k_\phi (1-m) + m]^{-1}. \quad (51)$$

Если  $\mathcal{V}_{T,V} < 1$ , тогда выгоднее первый вариант — сохранить прежнюю скорость резания.

Если  $\mathcal{V}_{T,V} > 1$ , тогда выгоднее второй вариант — увеличить скорость резания, сохраняя прежнюю стойкость режущего инструмента. Но если  $\mathcal{V}_{T,V} = 1$ , тогда оба варианта по экономической эффективности равны, и получим, что

$$k_y k_\phi (1-m) + m = k_y^{1-m} [k_\phi (1-m) + m].$$

Из этой формулы выводим коэффициент  $K_\phi = K_\phi$  пред°

$$k_{\phi, \text{пред.}} = m(1 - k_y^{1-m})(1-m)^{-1}(k_y^{1-m} - k_y)^{-1}. \quad (52)$$

Следовательно, предельная стойкость режущего инструмента, когда оба варианта по экономической эффективности равны [формула (28)]:

$$T_{\text{пред.с}} = K_{\phi, \text{пред.}} T_0 = (1 - k_y^{1-m})(k_y^{1-m} - k_y)^{-1} b = \gamma \cdot b. \quad (53)$$

Из формулы (43) видно, что  $n_y = k_y$ , тогда  $n_{\phi, \text{пред.}} = k_{\phi, \text{пред.}}$  и  $\beta = \gamma$ , следовательно, можно по фиг. 3 определить коэффициент  $\gamma$ .

Если  $T_\phi > T_{\text{пред.с}}$ , тогда при повышении качества инструмента, с точки зрения экономической эффективности, рекомендуется выбрать второй вариант — повысить скорость резания, а не работать на прежних режимах с повышенной стойкостью.

Но если  $T_\phi < T_{\text{пред.с}}$ , тогда при повышении качества инструмента, с точки зрения экономической эффективности, рекомендуется выбрать первый вариант — работать на прежнем режиме резания, несмотря на то, что стойкость режущего инструмента повышена.

2.4. Для определения показателей степени прогрессивности режимов резания, в зависимости от времени на смену затупленного инструмента "а" или соответственно "в", введены следующие формулы. Предположим, что после реорганизации технической службы рабочего места, фактические величины  $a_\phi$  и  $b_\phi$

$$a_{\phi} = n_a a_n; \quad (54)$$

$$b_{\phi} = k_b b_n, \quad (55)$$

где  $a_n$  и  $b_n$  являются соответствующими величинами после реорганизации; тогда формулы (23) и (24) — показатели степени прогрессивности — примут вид

$$\eta_n = i_{\phi 2} i_{\phi n}^{-1} = (T_{\phi} + a_n)(T_{\phi} + a_{\phi})^{-1}; \quad (56)$$

$$\vartheta_n = C_{\phi 2} C_{\phi n}^{-1} = (T_{\phi} + b_{\phi})(T_{\phi} + b_n)^{-1}. \quad (57)$$

По формулам (27), (28), (35), (36), (54) и (55)

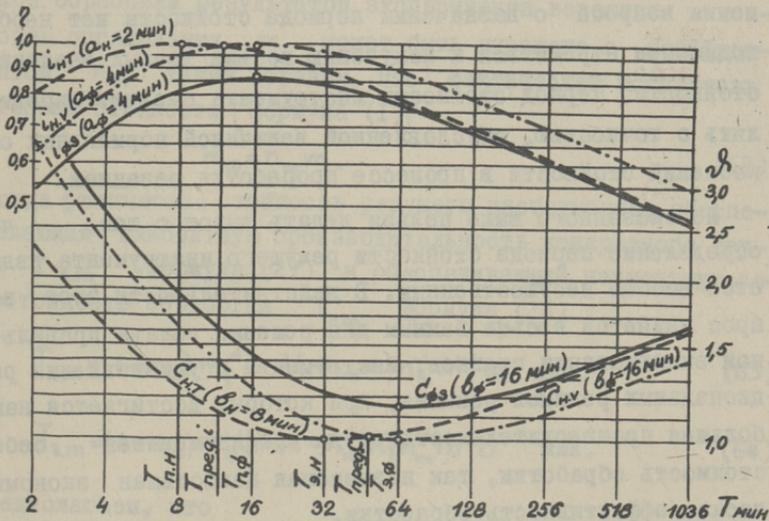
$$T_{\phi} = n_{\phi} T_{n, \phi} = n_{\phi} (1-m) m^{-1} a_{\phi} = n_{\phi} (1-m) m^{-1} n_a a_n; \quad (58)$$

$$T_{\phi} = k_{\phi} T_{2, \phi} = k_{\phi} (1-m) m^{-1} b_{\phi} = k_{\phi} (1-m) m^{-1} k_a b_n, \quad (59)$$

тогда формулы (56) и (57) после преобразования примут вид:

$$\eta_n = [n_{\phi} (1-m) + m n_a^{-1}] [n_{\phi} (1-m) + m]^{-1}; \quad (60)$$

$$\vartheta_n = [k_{\phi} (1-m) + m] [k_{\phi} (1-m) + m k_a^{-1}]^{-1}. \quad (61)$$



Фиг. 4. Характеристика производительности и экономичности режимов резания в зависимости от стойкости улучшенного металлорежущего инструмента для разных случаев

На фиг. 4 изображены характеристики технологической интенсивности режимов резания  $i$  и переменной части себестоимости обработки  $C$  для инструмента фактического (с индексом  $\phi$ ) и повышенного качества (с индексом  $\text{HT}$  при повышении стойкости инструмента, а с индексом  $\text{HV}$  при повышении скорости резания), если  $k_{\tau} = n_{\tau} = 2$  и для случая нормативного времени на смену затупленного инструмента (с индексом " $a_{\text{H}}$ " или соответственно " $v_{\text{H}}$ ") и фактического времени на смену затупленного инструмента (с индексом " $a_{\phi}$ " или соответственно " $v_{\phi}$ ") если  $k_{\alpha} = n_{\alpha} = 2$ .

2.5. Период стойкости инструмента в конкретных условиях его эксплуатации, кроме того, не является постоянной величиной. Многочисленные исследования, проведенные в лабораторных и производственных условиях, показывают, что действительные колебания в периоде стойкости инструмента при прочих равных условиях достигают 50%. Так как эти колебания периода стойкости при правильно выбранном режиме резания практически сказываются на прогрессивности режимов резания незначительно, то при решении вопроса о назначении периода стойкости нет необходимости стремиться к получению весьма точных значений стойкости. Период стойкости инструмента следует определять с точностью, обусловленной величиной нормальных отклонений стойкости в процессе проработки резанием.

Из сказанного выше нельзя делать вывод о том, что определение периода стойкости режущего инструмента является вообще несущественным. В действительности этот вопрос является весьма важным для решения задачи правильной эксплуатации станков, инструмента и установления рациональных режимов резания, при которых достигается наибольшая производительность труда или наименьшая себестоимость обработки, так называемая наибольшая экономическая эффективность обработки.

При определении показателей прогрессивности режимов резания по формулам, изложенным в этой статье, нельзя

забывать, что стойкостные формулы степенного вида (формула I) справедливы лишь для узкого диапазона скоростей резания, где показатель степени "m" является приблизительно постоянным.

Величина "m" обычно определяется как тангенс угла наклона линии, проведенной через несколько точек, координатами которых в двойных логарифмических координатах являются опытные данные.

При повторении очередной серии опытов и тех же приемов графической обработки их результатов, величина m может оказаться несколько отличной от полученных для других серий.

При тщательной графической обработке результатов эксперимента в двойных логарифмических координатах, когда имеется достаточно большое количество точек и удовлетворительное их расположение в один ряд, через них можно одинаково обоснованно провести целое семейство пересекающихся прямых. Из них всегда проводится лишь одна и по этой прямой определяется m. При такой методике графической обработки результатов эксперимента вероятная точность определения m может быть выражена с коэффициентом  $\eta_m$  таким образом, что фактический показатель степени стойкости [формула (I)]

$$m_{\phi} = \eta_m m, \quad (62)$$

Тогда фактическая стойкость режущего инструмента, обеспечивающая наибольшую производительность конкретного труда  $T_{п.м}$  формула (27) и обеспечивающий наименьшую себестоимость обработки  $T_{э.м}$  формула (28) :

$$T_{п.м} = (1 - m_{\phi}) m_{\phi}^{-1} a = (1 - \eta_m m) \eta_m^{-1} m^{-1} a \text{ мин.}, \quad (63)$$

$$T_{э.м} = (1 - m_{\phi}) m_{\phi}^{-1} b = (1 - \eta_m m) \eta_m^{-1} m^{-1} b \text{ мин.} \quad (64)$$

Предполагаем, что

$$\eta_{\phi.м} = i_{\phi.н} i_{п.м}^{-1}; \quad \eta_{\phi.н} = i_{\phi.н} i_{п.н}^{-1}; \quad \eta_m = \eta_{\phi.м} \eta_{\phi.н}^{-1} = i_{п.н} i_{п.м}^{-1}; \quad (65)$$

$$\mathcal{V}_{\phi,m} = C_{\phi,n} C_{\alpha,m}^{-1}; \mathcal{V}_{\phi,n} = C_{\phi,n} C_{\alpha,n}^{-1}; \mathcal{V}_m^0 = \mathcal{V}_{\phi,m} \mathcal{V}_{\phi,n}^{-1} = C_{\alpha,n} C_{\alpha,m}^{-1} \quad (66)$$

тогда из формул (31) и (32) получаем, что если  $T_\phi = T_i$ , то

$$n_{i,n} = T_i T_{n,m}^{-1} = T_i m (1-m)^{-1} a^{-1}; \quad n_{i,m} = T_i T_{n,m}^{-1} = T_i n_m m (1-n_m m)^{-1} a^{-1}; \quad (67)$$

$$k_{i,n} = T_i T_{\alpha,n}^{-1} = T_i m (1-m)^{-1} b^{-1}; \quad k_{i,m} = T_i T_{\alpha,m}^{-1} = T_i n_m m (1-n_m m)^{-1} b^{-1}. \quad (68)$$

Показатели степени прогрессивности анализируемого режима резания, в зависимости от погрешности величин  $m$ , после преобразования примут вид:

$$\eta_m = n_{i,m}^{(1-mn_m)} [(1-m)n_{i,n} + m] n_{i,n}^{m-1} [(1-mn_m)n_{i,m} + mn_m]^{-1}; \quad (69)$$

$$\mathcal{V}_m^0 = k_{i,n}^{1-m} [(1-mn_m)k_{i,m} + mn_m] [(1-m)k_{i,n} + m]^{-1} k_{i,m}^{mn_m-1}. \quad (70)$$

По графику на фиг. 1 можно определить общие показатели степени прогрессивности для пятого этапа по формулам

$$\eta_5 = \eta_4 \cdot \eta_m = i_{\phi 1} i_{n,n}^{-1} i_{n,n} i_{n,m}^{-1} = i_{\phi 1} i_{n,m}^{-1}; \quad (71)$$

$$\mathcal{V}_5^0 = \mathcal{V}_4 \mathcal{V}_m^0 = C_{\phi 1} C_{\alpha,n}^{-1} C_{\alpha,n} C_{\alpha,m}^{-1} = C_{\phi 1} C_{\alpha,m}^{-1}. \quad (72)$$

### Л и т е р а т у р а

И. Э. О. Л и й в е р. Методика назначения наиболее выгодных периодов стойкости режущего инструмента при одноинструментной обработке. Данный сборник, стр. 15.

E. Liiver

Kennziffern zur Bewertung der Progressivität  
der Schnittgrößen und Schnittgeschwindigkeit

Z u s a m m e n f a s s u n g

Spanleistungs- und Fertigungskosten Kennziffern der Schnittgeschwindigkeiten und Schnittgrößen drücken Relationen zwischen Spanleistung oder Fertigungskosten bei tatsächlichen Schnittgrößen und Schnittgeschwindigkeiten und bestmögliche Spanleistung oder Fertigungskosten der Bearbeitungsverfahren aus.

Für die Anschaulichkeit und Verständlichkeit ist der Artikel mit speziellen Diagrammen illustriert und rechnerisch sind für folgende Kennziffern die Formeln ermittelt, die abhängig von tatsächlichen: a) Standzeit, b) Schnittgrößen, c) Güte der Werkzeuge und d) technische Wartungszeit sind.

Diese Kennziffern besitzen infolge ihrer unmittelbaren Vergleichbarkeit innerbetrieblich, zwischenbetrieblich und auch international hohe Aussagekraft. Voraussetzung für ihre Anwendung ist ihre eindeutige Definition und einheitliche Bildung.



УДК 621.822.002.3:621.762

Р.К. Мозберг

О НЕКОТОРЫХ РЕЗУЛЬТАТАХ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ  
АНТИФРИКЦИОННЫХ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ  
НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА

Металлокерамические подшипники скольжения благодаря ряду их положительных свойств, каковыми являются: само-смазываемость, износостойкость, хорошая прирабатываемость и др. получают все большее распространение в различных отраслях народного хозяйства как заменители дефицитных подшипниковых материалов типа бронз и баббитов. Простота изготовления и невысокая себестоимость исходных материалов обеспечивают высокий экономический эффект от замены металлокерамикой литых и в ряде случаев шариковых подшипников.

При выполнении настоящей работы исследовалась возможность замены шариковых подшипников на электродвигателях типа АОД, выпускаемых заводом "Больше", металлокерамическими подшипниками.

В качестве исходных материалов для изготовления образцов для испытаний использовался железный порошок марки АПЖМА производства Киевского института проблем материаловедения АН УССР, медный порошок электролитического производства, графит и черенковая сера.

Технология изготовления образцов сводилась к составлению смеси из исходных порошков нужного состава, смешиванию порошков, их прессованию в прессформах лабораторного типа и спеканию при температурах 1050-1150°С в атмосфере водорода.

Спеченные образцы подвергались пропитке маслом и калибровке.

Пористость образцов составляла 20–30%. Микроструктуры металлической основы имели различное качество от феррита для образцов, изготовленных с применением серебристого графита в шихте, до перлита с цементитом для образцов, содержащих медь.

Твердость измерялась по Роквеллу шкала В и составляла 6–8 единиц для образцов с ферритной структурой, 28–37 для образцов с перлитной структурой и 71–75 для образцов со структурой перлита с цементитом.

Исследованию были подвергнуты железографитовые образцы с 1, 2, 3 и 4% графита, железо–медь–графитовые образцы с содержанием 2% графита и 2,5, 5 и 7,5% меди и железо–графитовые образцы с 3% графита и 0,8% серы (таблица I).

Антифрикционные свойства определялись на специально сконструированной машине с непрерывной автоматической записью момента трения и температуры нагрева подшипникового узла. Применялись образцы секторного типа длиной 10 мм, шириной 10 мм и толщиной 5 мм. Радиус кривизны контактирующей поверхности 39 мм.

Испытание производилось при непрерывной смазке узла трения турбинным маслом, осуществляемой трением диска из закаленной стали 45, служащей в качестве контртела при испытаниях о пропитанную маслом войлочную подушку.

Выявление износа производилось путем измерения длины следа от вдавливания твердосплавного диска диаметром 6,7 мм в рабочую поверхность образца. Точность измерения износа порядка 1 микрон.

Для получения сравнительных данных определялись также антифрикционные характеристики подшипниковой бронзы марки Бр.ОЦ С6–6–3. В таблице I приведены результаты, полученные при испытаниях после 50 часов работы образцов при нагрузке  $27 \text{ кг/см}^2$  и окружной скорости 4 м/сек.  $PV = 108 \text{ кгм/сек} \cdot \text{см}^2$ .

Т а б л и ц а I

Результаты лабораторных испытаний  
металлокерамических образцов и бронзы

Состав образца				Износ за 50 час. в микронах	Износ в % к из- носу бронзы	Кoeffи- циент трения	Темпе- ратура в узле трения °С
Fe	С гр.	Cu	S				
99	I	-	-	7,0	470	0,027	42
97	3	-	-	1,4	98	0,043	47
96	4	-	-	1,3	87	0,031	42
95,5	2,0	2,5	-	1,1	73	0,036	42
93,0	2	5	-	0,7	48	0,034	40
90,5	2	7,5	-	1,2	80	0,034	43
96	3	-	0,8	1,1	73	0,033	45
Бронза Бр. ОЦ6-6-3				1,5	100	0,037	52

Повышенный износ образца с 1% графита объясняется, по-видимому, повышенным содержанием феррита в структуре металлической основы и весьма низкой твердостью образцов. Остальные образцы имели явные преимущества по сравнению с бронзой как в отношении износостойкости, так и по значению коэффициента трения. Образцы, содержащие медь при принятых условиях испытания, имели несколько меньший износ по сравнению с образцами без меди.

Добавка серы к железографитовым образцам уменьшает в некоторой степени износ.

Дополнительные испытания износостойкости вышеприведенных металлокерамических материалов осуществлялись непосредственно на электродвигателях типа АОЛ, для чего был изготовлен соответствующий испытательный стенд.

Первая партия металлокерамических втулок для электродвигателей АОЛ в количестве четырех штук была изготовлена из железного порошка с 3% серебристого графита. Микроструктура их состояла практически из чистого феррита с графитом. Испытываемые втулки были пропитаны маслом и в узлах трения работали без дополнительной смазки. Нагрузка на подшипники составляла 2 кГ при окружной скорости 0,6 м/сек, что соот-

ветствовало  $PV = 1,2 \text{ кгм/см}^2 \text{ сек}$ . Проведенные замеры внутреннего диаметра втулок после 160 часов работы выявили их значительный износ, который колебался в пределах  $0,15 - 0,225 \text{ мм}$ , вследствие чего дальнейшие испытания их были прекращены.

Железографитовые втулки второй партии имели в составе по 3 - 4% графита и структуру перлита с незначительным количеством феррита. Кроме того, были подвергнуты испытанию железо-медь-графитовые втулки с двумя процентами графита и с 2,5, 5 и 7,5 процентами меди. Структура медьсодержащих втулок состояла из перлитных зерен с цементитной оторочкой вокруг перлита. Условия испытания аналогичны ранее приведенным.

Периодический осмотр подшипниковых узлов показал, что на поверхности трения наблюдалось наличие смазки в течение порядка 700 часов работы, после чего они оказались сухими и пришлось осуществить повторную пропитку втулок маслом. Длительность испытания подшипников второй партии составляла 1100 часов, после чего износ находился в пределах от 1 до 20 микрон, причем какой-либо зависимости износостойкости от состава и структуры втулок установить не удалось.

Состав втулок третьей партии был аналогичен составу образцов, изготовленных для выявления характеристик трения и износа на лабораторной установке и приведен в таблице 2.

Третья партия подшипников испытывалась в несколько измененных условиях: благодаря выполнению канавки в гнезде подшипника вокруг втулки были созданы условия для дополнительной смазки за счет впитывания в поры втулки масла, залитого в канавку. Условия нагружения оставались прежними. Подшипники проработали порядка 3000 часов, в течение которых время от времени осуществлялось измерение диаметра втулок оптиметром и шейки валов микрометром.

Результаты исследования износа втулок и валов представлены в таблице 2, откуда следует, что величина износа втулок железо-графитовых подшипников в среднем составляла порядка  $0,004 \text{ мм}$ , железо-медь-графитовых - порядка  $0,007 \text{ мм}$ . Среднее значение износа вала для разных групп испытанных

Т а б л и ц а 2

Величина износа подшипника и вала, установленная при стендовых испытаниях электродвигателей типа АОД завода "Вольта" при  $P = 1,2 \text{ кг/см}^2 \text{сек}$

№ втулки	Состав материала втулки				Микро-структура	Число часов работы	Максимальный износ втулки в мм	Износ вала в мм
	Fe	Crp	Cu	S				
13	99	I	-	-	Ф + Ц	3248	0,004	0,010
12	99	I	-	-	Ф + Ц	3248	0,002	0,011
3	98	2	-	-	Ф + Ц	3256	0,004	0,013
1	98	2	-	-	Ф + Ц	2851	0,007	0,012
14'	97	3	-	-	П + Ф	2783	0,0030	0,013
4'	97	3	-	-	П + Ф	3256	0	0,019
5	96	4	-	-	П + Ф	2837	0,005	0,008
13	96	4	-	-	П + Ф	3248	0,002	0,011
3'	96,2	3	-	0,8	П + Ф (мало)	3256	0	0,014
6	95,5	2	2,5	-	П + Ц	2837	0,014	0,010
15	95,5	2	2,5	-	П + Ц	2783	0,01	0,0090
12'	93	2	5	-	П + Ц	3248	0,009	0,015
2'	93	2	5	-	П + Ц	2851	0,004	0,04
4	91,5	2	7,5	-	П + Ц	3256	0,007	0,007

Примечание: Втулки, имеющие номер со штрихом, работали в нагружающем узле электродвигателя.

материалов была одного и того же порядка.

На основе проведенных испытаний можно сделать следующие выводы:

1. Железографитовые и железо-медь-графитовые подшипники в условиях дополнительной смазки (испытания на лабораторной установке) в состоянии выдержать большие нагрузки, обнаруживая при этом высокие антифрикционные качества.

2. При малых нагрузках  $PV = 1-1,5 \text{ кгм/см}^2\text{сек}$  металлокерамические подшипники, пропитанные маслом, могут длительное время работать без дополнительной смазки, однако после значительного числа часов работы все же наступает сухое трение, в связи с чем следует рекомендовать и в этих условиях по возможности дополнительную смазку.

3. Оптимальными в смысле износостойкости как подшипника, так и вала являются пористые железографитовые подшипники с перлитной металлической основой.

R. Mosberg

Über einige Untersuchungsergebnisse der Antifriktions-  
eigenschaften  
von metallkeramischen Lagern auf Eisengrundlage

Z u s a m m e n f a s s u n g

In diesem Artikel hat man die Forschungsergebnisse der Eigenschaften der Gegenreibung von metallkeramischen Materialien Fe-Graphit, Fe-Cu-Graphit, Fe-S-Graphit gezeigt.

Auf Grund der Versuche dieser Materialien im Laboratorium hat man Resultate bekommen, die die Vorteile der meisten der untersuchten Materialien im Vergleich mit Bronze zeigen.

Als Resultat der Untersuchungen auf dem Elektromotor des Types AOL hat man die Zweckmäßigkeit des Ersetzens der Kugellager mit metallkeramischen Lagern gezeigt.

УДК 621,7.011

Ю.В. Папстел

### КИНЕМАТИКА ПРОЦЕССА РОТАЦИОННОГО ОБЖАТИЯ

При анализе и оценке процесса ротационного обжатия пользуются тремя критериями: технологическим, физико-механическим и эксплуатационным.

Каждый критерий характеризуется несколькими основными показателями, которыми эти критерии связаны между собой.

Основными технологическими показателями являются

$$P=f_1(h); u_{cp}=f_2(h); v_0 \text{ и } S_p,$$

где  $P$  — усилие на деформирующий элемент,  
 $h$  — глубина пластического внедрения деформирующего элемента,  
 $u_{cp}$  — средняя скорость деформирования,  
 $v_0$  — скорость обкатывания и  
 $S_p$  — подача на деформирующий элемент.

Изменение физико-механических показателей в прямой зависимости от технологических показателей:

$$HB=f_1(h); \tau_s=f_2(h).$$

В свою очередь эксплуатационные показатели (износостойкость, коррозионная стойкость, усталостная прочность), определяющие долговечность детали и машины в целом, находятся в функциональной зависимости от физико-механических показателей.

Выбор технологических параметров производится на основе кинематики процесса ротационного обжатия и исходя из

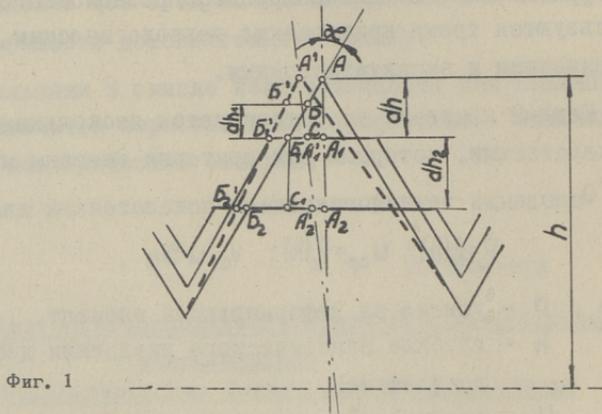
конечных задач, решаемых этим процессом.

В настоящее время кинематика процесса ротационного обжатия недостаточно исследована.

Во многих работах по исследованию кинематики ротационного обжатия главное внимание обращено на кинематику инструмента [1], [2].

Данная работа посвящена углубленному теоретическому изучению вопросов кинематики процесса ротационного обжатия цилиндрических поверхностей.

На фиг. 1 представлена схема пластического деформирования выступов формируемой поверхности.



Фиг. 1

Нагружением микронеровностей формируемой поверхности деформирующими элементами обжима частицы металла перемещаются в радиальном направлении со скоростью  $U_x$  по траектории  $A A_1 A_2$ , причем эта скорость является функцией координаты  $R_x$  (фиг. 2). В то же время, ввиду перераспределения объема микронеровности, материальная точка  $B$  будет двигаться по траектории  $B B_1 B_2$ .

Путь движения точки  $B$  можно рассмотреть как движение по  $BC - CB_1$  и  $B_1C_1 - C_1B_2$ .

Если нагрузка приложена в течение промежутка времени  $dt$ , то точка  $A$  переместится на величину  $dh$ , а точка  $B$  на

величину  $dh_1$ . В течение промежутка времени  $dt_2$  точки  $A_I$  и  $B_I$  переместятся на величину  $dh_2$ , но истинный путь точки  $B_I$  больше на величину  $1/\cos\alpha$  (на самом деле траектория не обязательно совпадает с образующей микрогребешка).

Из приведенной осевой модели микрогребешка видно, что металл микрогребешка движется как в радиальном, так и в осевом направлении. При этом с увеличением глубины внедрения деформирующего элемента степень стесненности металла увеличивается — свободное перемещение металла в осевом направлении затрудняется соседними микрогребешками и поднимающимися впадинами. Если рассмотреть окружную модель микрогребешка, то увидим, что металл движется и в окружном направлении.

Значит глубина внедрения деформирующего элемента при постоянном усилии обуславливается степенью стесненности, пластической деформации.

С увеличением высоты сглаживаемых микронеровностей на формируемой поверхности детали скорость деформирования при прочих одинаковых условиях повышается и наоборот.

Если мгновенную высоту деформируемого тела обозначить через  $h$ , то величина относительной деформации будет равна

$$d\varepsilon = dh/h. \quad (1)$$

Скорость деформирования выразится производной относительной деформации по времени [3]

$$u = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{dh}{dt} \cdot \frac{1}{h}. \quad (2)$$

Так как величина  $dh/dt$  представляет собой линейную скорость обжатия, то выражение (2) примет следующий вид:

$$u = \frac{v}{h}. \quad (3)$$

При ротационном обжатии скорость деформирования в любой точке дуги захвата  $AC$  деформирующего элемента (фиг.2), согласно уравнению (3), будет равна

$$u_x = \frac{v_r}{R_x - R_T},$$



$\alpha_x$  — полярная координата движущейся точки дуги захвата в системе деформирующего элемента.

Подставляя значение  $v_r$  в уравнение (4), получим

$$U_x = v_0 \frac{1}{R_x - R_T} \frac{\operatorname{tg}(\varphi_x + \alpha_x)}{\cos \varphi_x} \quad (6)$$

Величину средней скорости деформирования можно определить как среднее значение  $U_x$  на участке AC:

$$U_{\text{cp}} = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} U_x d\alpha \quad (7)$$

Заменяя  $U_x$  его выражением по (6) и имея в виду, что значения  $\varphi_x$  и  $\alpha_x$  незначительные, перепишем выражение в следующем виде:

$$U_{\text{cp}} = \frac{v_0}{\alpha} \left[ \int_0^{\alpha} \frac{1}{R_x - R_T} \frac{\operatorname{tg} \varphi_x}{\cos \varphi_x} d\alpha + \int_0^{\alpha} \frac{1}{R_x - R_T} \frac{\operatorname{tg} \alpha_x}{\cos \varphi_x} d\alpha \right] \quad (8)$$

Выразим переменные  $R_x$  и  $\varphi_x$  через  $\alpha_x$ . Тогда

$$R_x = \frac{r \sin \alpha_x}{\sin \varphi_x},$$

$$\varphi_x = \arcsin \frac{r \sin \alpha_x}{r^2 + (r+R_1)^2 - 2r(r+R_1) \cos \alpha_x} = A$$

и выражение (8) примет вид

$$U_{\text{cp}} = \frac{v_0}{\alpha} \left[ \int_0^{\alpha} \frac{1}{r^2 + (r+R_1)^2 - 2r(r+R_1) \cos \alpha_x - R_T} \frac{\operatorname{tg} A}{\cos A} d\alpha + \int_0^{\alpha} \frac{1}{r^2 + (r+R_1)^2 - 2r(r+R_1) \cos \alpha_x - R_T} \frac{\operatorname{tg} \alpha_x}{\cos A} d\alpha \right] \quad (9)$$

Так как величина  $A$  весьма незначительная, то примем в первом приближении  $\operatorname{tg} A \approx 0$  и  $\cos A \approx 1$ . Тогда

$$U_{\text{cp}} = \frac{v_0}{\alpha} \int_0^{\alpha} \frac{\operatorname{tg} \alpha_x}{r^2 + (r+R_1)^2 - 2r(r+R_1) \cos \alpha_x - R_T} d\alpha \quad (10)$$

После интегрирования уравнение примет следующий вид

$$U_{\text{cp}} = \frac{v_0}{\alpha \cdot 2r(r+R_1)} \left\{ \ln \left[ \cos \alpha - \frac{r^2 + (r+R_1) - R_T}{2r(r+R_1)} \right] - \ln \cos \alpha - \ln \left[ 1 - \frac{r^2 + (r+R_1) - R_T}{2r(r+R_1)} \right] \right\} \quad (11)$$

Выражая угол захвата  $\alpha$  через длину дуги и имея в виду, что  $\alpha$  по величине незначительная, поэтому разница выражений в прямых скобках при натуральных логарифмах выражается в десятитысячных долях и уравнение (II) может быть упрощено

$$u_{cp} = v_0 \frac{-\ln \cos \alpha}{0,04 \alpha r^2 (r + R_1)} . \quad (I2)$$

Как видно из формулы (I2), скорость деформирования при постоянной скорости обкатывания  $v_0$  с изменением угла захвата  $\alpha$  изменяется по экспоненциальному закону. Следовательно, варьированием скоростью деформации можно влиять на уровни сопротивления материала деформированию за счет изменения глубины внедрения деформирующих элементов.

Все расчеты по скорости деформирования выполнены без учета сил трения, которые изменяют механизм деформирования. Траектории движения материальных точек А и Б с учетом сил трения будут соответственно  $A' A'_1 A'_2$  и  $B' B'_1 B'_2$ , но искажения в траекториях движения материальных точек, вызываемые осевым течением металла в направлении движения инструмента, настолько незначительные, что практически не оказывают заметного влияния на степень точности расчета.

Из анализа механических схем деформирования следует, что наилучшей схемой формирования поверхностного слоя с высоким уровнем упрочения является та, которая возбуждает в зоне площади контакта одновременное действие нормальных и значительных касательных усилий.

При этом увеличенные касательные напряжения можно создавать кинематическим путем — принудительным проскальзыванием деформирующего элемента относительно формируемой поверхности.

Ниже рассматриваются условия возникновения проскальзывания деформирующей поверхности элемента относительно деформируемой поверхности детали. В общем виде скорость обкатывания равняется скорости движения точки контакта об-



$$v_0 = \pi d_3 n_3 m \quad (13)$$

Число оборотов ролика в относительном движении равно

$$n_{30} = n_3 \frac{m(m+2)}{2(m+1)}, \quad (14)$$

где  $d_3$  — диаметр деформирующего элемента;  
 $m = D/d_3$  — модуль инструмента;  
 $D$  — установочный диаметр.

Но так как деформирующие элементы установлены под углом  $\varphi \neq 0$ , то за полный оборот сепаратора ролик проходит путь не

$$L = \pi D, \text{ а } L' = \pi D',$$

где  $D' = D/\cos\varphi$

и соответственно число оборотов роликов в относительном движении в диаметральной плоскости детали составит

$$n_{30}' = n_3' \frac{m'(m'+2)}{2(m'+1)}; \quad (13 \text{ а})$$

действительная относительная скорость точки С будет,

$$v_0' = \pi d_3 n_{30}' = \frac{v_0}{\cos\varphi}, \quad (14 \text{ а})$$

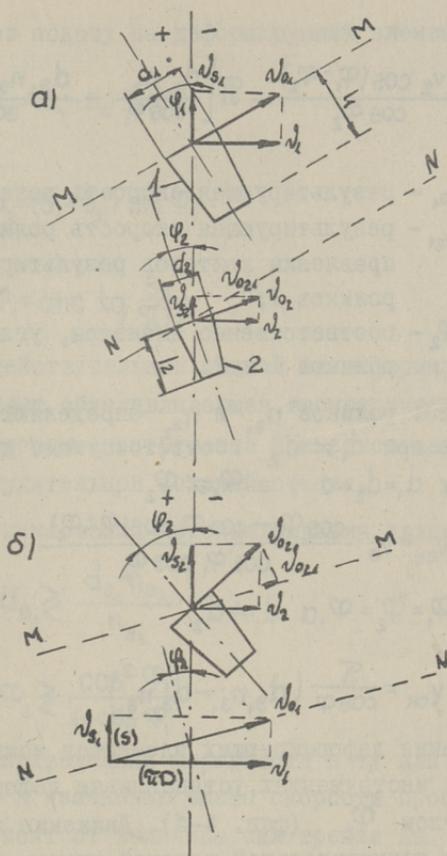
где  $m' = D'/d_3$ .

Проскальзывания деформирующих элементов можно получать двухрядным расположением деформирующих элементов разных диаметров или установкой деформирующих элементов в рядах под разными углами и, наконец, однорядным расположением деформирующих элементов в каждом ряду под разными углами  $\varphi$ .

Определим скорость проскальзывания в общем случае, т.е.

$$\varphi_1 \neq \varphi_2 \text{ и } d_1 \neq d_2.$$

При установившемся вращении детали с числом оборотов  $n_3$ , деформирующие элементы (ролики) получают скорость обкатывания  $v_1$  и подачи  $v_{s_1}$ . Ролики 2 соответственно по-



Фиг. 4

лучают скорости  $v_2$  и  $v_{s_2}$ . Так как ролики 1 и 2 связаны между собой общим сепаратором, а движение сепараторов и инструментов определяется роликами 1 (площадь контакта больше  $l_1 > l_2$  и  $d_1 > d_2$ ), то результирующая скорость роликов 2 уже не  $v_{o_2}$ , а  $v_{o_{21}}$ , совпадающая с направлением вектора результирующей скорости роликов 1  $\parallel MM \parallel NN$ .

Действительная скорость подачи в этом случае будет  $V_{s_1}$ .

Скорость проскальзывания роликов будет равной

$$v_{ск} = v_{o_1} - v_{o_{21}} \quad (15)$$

Учитывая выражение (14 а), можно записать

$$v_{\text{ск}} = \frac{v_1}{\cos \varphi_1} - \frac{v_2 \cos(\varphi_1 \pm \varphi_2)}{\cos \varphi_2} = \sqrt{\pi} \left[ \frac{d_{\alpha_1} n_{\alpha_1}}{\cos \varphi_1} - \frac{d_{\alpha_2} n_{\alpha_2} \cos(\varphi_1 \pm \varphi_2)}{\cos \varphi_2} \right] \quad (16)$$

где  $v_{0_1}$  — результирующая скорость роликов 1;  
 $v_{0_{21}}$  — результирующая скорость роликов 2 в направлении векторов результирующей скорости р роликов 1;  
 $d_{\alpha_1}, d_{\alpha_2}, \varphi_1, \varphi_2$  — соответственно диаметры, углы самоподачи роликов 1 и 2.

Числа оборотов роликов  $n_{\alpha_1}$  и  $n_{\alpha_2}$  определяются по формуле (13 а) введя при  $d_1 \neq d_2$  соответствующие диаметры. В случае, если  $d_1 = d_2 = d$ , а  $\varphi_1 \neq \varphi_2$ ,

$$v_{\text{ск}} = v_0 \frac{\cos \varphi_1 - \cos \varphi_1 \cos(\varphi_1 \pm \varphi_2)}{\cos \varphi_1 \cos \varphi_2} \quad (17)$$

При  $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$ , а  $d_1 \neq d_2$

$$v_{\text{ск}} = \frac{\sqrt{\pi}}{\cos \varphi} (d_{\alpha_1} n_{\alpha_1} - d_{\alpha_2} n_{\alpha_2}) \quad (18)$$

Проскальзывания деформирующих элементов можно добиться и в однорядных инструментах, устанавливая деформирующие элементы под углом  $\varphi_2$  (фиг. 4-б). Движение инструмента определяется принудительной подачей инструмента от кинематической цепи станка, создавшей угол  $\varphi_1 = \arctg \frac{\sqrt{\pi} D}{S}$ , отличающийся от угла  $\varphi_2$ . Величину проскальзывания можно рассмотреть как разницу путей, пройденных деформирующими элементами (фиг. 3-б). Как уже указано, может быть два случая:

$$\varphi_1 > 0 \text{ и } \varphi_2 > 0; \quad \varphi_1 > 0 \text{ и } \varphi_2 < 0.$$

Если  $\varphi_1 > 0$  и  $\varphi_2 > 0$ , то величина проскальзывания

$$a_1 = \frac{\sqrt{\pi} D}{\cos \varphi_1} - \frac{\sqrt{\pi} D}{\cos \varphi_2} \cos(\varphi_1 - \varphi_2) = \sqrt{\pi} D \frac{\cos \varphi_2 - \cos(\varphi_1 - \varphi_2)}{\cos \varphi_1 \cos \varphi_2} \quad (19)$$

Если  $\varphi_1 > 0$  а  $\varphi_2 < 0$ , то

$$a_2 = \sqrt{\pi} D \frac{\cos \varphi_2 - \cos \varphi_1 \cos(\varphi_1 + \varphi_2)}{\cos \varphi_1 \cos \varphi_2} \quad (20)$$

или, выражая через подачу на деформирующий элемент,

$$\alpha_1 = (S_1 - S_2) \sin \varphi_1 \quad (19 \text{ a})$$

и

$$\alpha_2 = (S_1 + S_2') \sin \varphi_1 \quad (20 \text{ a})$$

При этом

$$\varphi_1 = \arctg \frac{S_2}{\pi D} \quad ,$$

где  $S$  — действительная подача на деформирующий элемент, обуславливающая геометрическими параметрами инструмента при самоподаче или принудительной подачей станка.

Условиями возникновения проскальзывания являются при

$$\varphi_1 = \varphi_2$$

$$d_{\alpha_1} \geq \frac{d_{\alpha_2} n_{\alpha_2}}{n_{\alpha_1}}$$

и при  $d_1 = d_2$

$$\varphi_2 \geq \frac{\cos^2 \varphi_1}{1 + \cos \varphi_1} \quad .$$

Отклонения вышеприведенных неравенств в ту или в другую сторону приводит к изменению знака скорости проскальзывания, который зависит от величины сил трения на площадке контакта.

Движение инструмента определяется контактной парой, (деформирующий элемент — обрабатываемая деталь), в которой силы трения больше и относительно этой контактной пары проводятся кинематические расчеты.

Эту контактную пару назовем главной, а другие (если их несколько) вспомогательными.

Если необходимо определить проскальзывания по длине деформирующего элемента, можно пользоваться формулой (18), где в качестве  $d_{\alpha_1}$ , выбирается максимальный диаметр деформирующего элемента, а  $d_{\alpha_2}$  — исследуемый диаметр.

Варьируя углами самоподачи, диаметрами роликов и их длинами, можно определить 36 теоретически возможных кине-

матических схем. При использовании шариков, предлагаемых Е.Г. Коноваловым (шарики имеют одну степень свободы), можно определить 15 возможных кинематических схем.

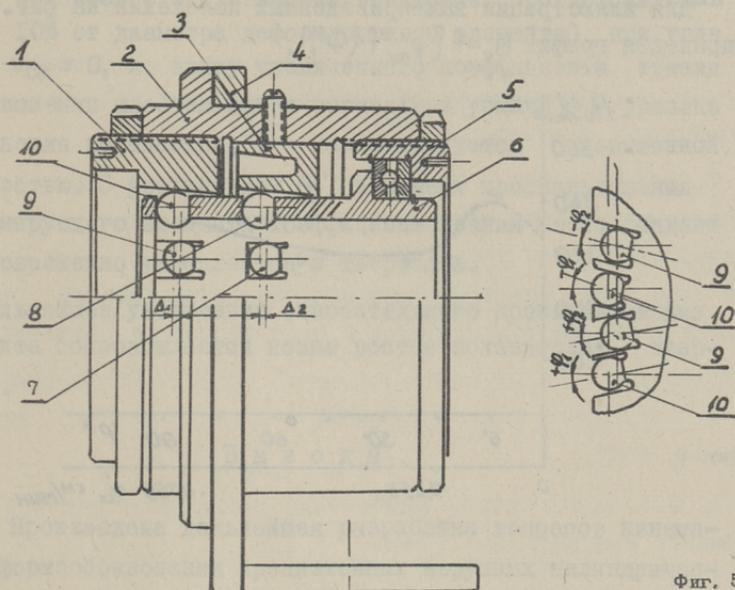
Т а б л и ц а I

		Характеристики кинематических схем				
		$V_{KX} > 0$			$V_{KX} < 0$	
		I	II	III	IV	V
1		$0 < \varphi_2 < \varphi_1$ $d_1 = d_2$ $l_1 = l_2$ $S_1 = S_2$	$\varphi_2 = \varphi_1 - \varphi$ $d_1 > d_2$ $l_1 = l_2$ $S_1 > S_2$	$0 < \varphi_2 < \varphi_1$ $d_1 > d_2$ $l_1 = l_2$ $S_1 > S_2$	$\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$ $d_1 > d_2$ $l_1 = l_2$ $S_1 < S_2$	
		$\varphi_2 < 0 < \varphi_1$ $d_1 > d_2$ $l_1 = l_2$ $S_1 > S_2$			$\varphi_2 < 0 < \varphi_1$ $d_1 = d_2$ $S_1 = S_2$ $l_1 = l_2$	$\varphi_2 < 0 < \varphi_1$ $d_1 > d_2$ $S_1 > S_2$ $l_1 = l_2$

В таблице I приведены некоторые из наиболее практичных кинематических схем для роликовых инструментов.

На основе вышеприведенного кинематического анализа, нами предложен инструмент нового качества, обеспечивающий при пониженной скорости деформации материала высокую степень формоизменения поверхности и высокий уровень упрочнения детали.

Предлагаемая конструкция четырехрядной шариковой обжимной головки, в которой часть шариков каждого ряда имеет оптимизированную величину относительного скольжения (фиг. 5), состоит из корпуса - 2, установленного на станке при помощи кронштейна 4, регулируемого жесткого и нерегулируемого упругого нажимных конусов I и 3, гайки 5, сепаратора 6 и шариков 10, 9, 8, 7 соответственно первого, второго, третьего и четвертого рядов.

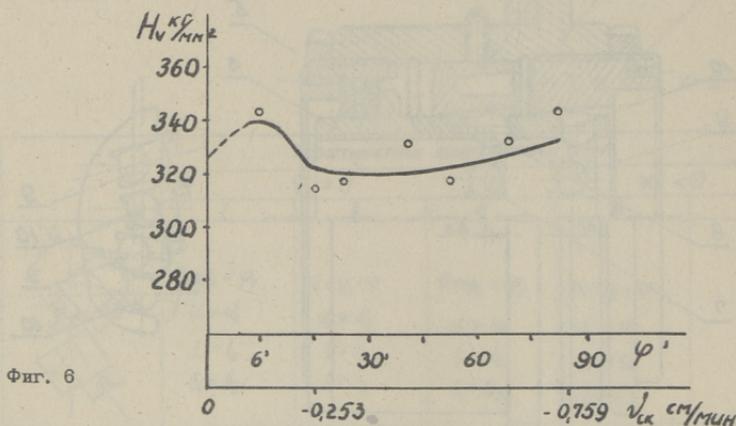


Фиг. 5

Шарики, имеющие одну степень свободы, в одном ряду повернуты относительно оси инструмента через один на углы „ $\varphi_1$ ” и „ $\varphi_2$ ”. Второй ряд сдвинут относительно первого ряда на величину  $\Delta_1$ , кратной подачи на шарик, а четвертый ряд относительно 3-го на величину  $\Delta_2$ . Требуемый натяг на каждый ряд определяется величиной сдвига одного ряда относительно другого и регулировкой первого нажимного конуса и сепаратора. Для обеспечения устойчивости работы инструмента используется принудительная подача станка, соответствующая углу самоподачи  $\varphi_1$ .

При такой конструкции катящий шарик вызывает наибольшее упрочнение по активным плоскостям скольжения, т.е. по плоскостям, ориентированным к направлению действия нагрузки под углом  $\pi/4$ . Следуя за катящим шариком, проскальзывающий шарик по следу последнего, ввиду измененной механической схемы, обуславливаемой возникновением касательных сил, гарантирует максимальное упрочнение пассивных [4] плоскостей, ориентированных под углами  $\pi/2$  и  $\pi$ , которые становятся активными.

Для иллюстрации вышеприведенных положений на фиг. 6 приведен график  $H_V = f [v_{ск} f(\Phi')]$ .



Опыт был проведен на штоках гидроцилиндров шахтных крепей. Материал: сталь 35, HB = 180 + 200.

Угол  $\Phi'$  обозначает угол между векторами скоростей в основном направлении, обусловленной движением инструмента и в вспомогательном направлении, обусловленном геометрическими параметрами инструмента. Скорость проскальзывания вычислялась по формуле (17).

Из графика видно, что с увеличением угла  $\Phi'$ , т.е. с увеличением относительного значения проскальзывания деформирующего элемента твердость, пройдя через максимум, уменьшается, затем снова увеличивается.

Это можно объяснить следующим образом. Как известно, коэффициент трения  $f$  в данных условиях имеет максимальное значение при захвате. При обработке с небольшой глубиной внедрения деформирующего элемента при чистом качении (теоретически) значение коэффициента трения  $f \approx 0,05$ .

Изменением направления вектора скорости на площадке контакта при ротационном обжати, условия деформирования приближаются к условиям деформирования при захвате ме-

талла (имеется в виду глубина внедрения, соответствующая  $\approx 5 + 10\%$  от диаметра деформирующего элемента) при угле  $\varphi \approx 6'$ ,  $v_{ск} = 0$ , но ввиду увеличенного коэффициента трения (соотношения касательных и нормальных усилий) уровень упрочнения повышается, что характеризуется повышенной твердостью. С увеличением  $\varphi'$  в момент проскальзывания деформирующего элемента коэффициент трения резко падает и одновременно уменьшается и твердость.

Дальнейшее увеличение относительного проскальзывания элемента сопровождается новым ростом показателей твердости.

### В ы в о д ы

1. Произведена дальнейшая разработка вопросов кинематики формообразования прецизионных наружных цилиндрических поверхностей деформирующими инструментами ротационного действия.

Для решения этого вопроса применен известный в теории обработки металлов давлением метод описания кинематики процессов прокатки.

В результате теоретических разработок предложена общая структура кинематики взаимодействия поверхностей деформирующего элемента и деформируемой детали, которая может рассматриваться в качестве критерия при классификации различных технологических вариантов формообразования поверхностей.

2. На основе метода физико-технологической оценки факторов деформационного формообразования поверхностей дано в общем виде аналитическое выражение кинематики процесса.

3. Создана конструкция четырехрядной шариковой обжимной головки, в которой шарики каждого ряда имеют оптимизированную величину скольжения.

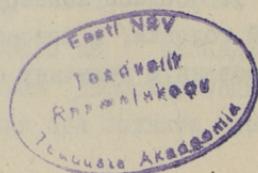
## Л и т е р а т у р а

1. Н.А. К а р а с е в, Н.М. Д е н щ и к. Геометрические параметры деформирующих роликов в раскатных головках. "Автомобильная промышленность", № 3, 1963.

2. Е.Г. К о н о в а л о в, В.А. К у л и к о в. Исследование кинематики ротационного роликового инструмента для размерно-чистовой упрочняющей обработки отверстий и деталей типа вала. Размерно-чистовая обработка деталей машин пластическим деформированием взамен обработки резанием. М. 1965.

3. А.И. Ц е л и к о в. Основы теории прокатки. Металлургия, 1965.

4. В.А. П а в л о в, Физические основы пластической деформации металлов. М. 1962.



J. Papstel

Kinematics of Rolling Processes by Means of Roll-Peening  
Rotary Instrument

S u m m a r y

In this article we elaborated further upon the question of kinematics in the formation of precise external cylindrical surfaces by means of roll peening rotary instrument. In solving this question we used the well-known method for describing the kinematics of rolling processes.

As a result of these theoretical expositions is suggested a formula for defining the average speed of deformation, as a function of the intrusion of the deforming element.

We also analysed the kinematics of the roll peening rotary instrument proceeding a mechanical scheme of deformation. As is known the best mechanical scheme of deformation is that characterized by the simultaneous action of normal and tangential force in the contact zone. Higher tangential force in the contact zone can be created by kinematics, compelling the deforming elements to slide.

On the basis of the results obtained a new construction of roll-peening rotary instrument is recommended

СБОРНИК СТАТЕЙ ПО  
МАШИНОСТРОЕНИЮ  
19

Таллинский политехнический институт

Редактор Х. Аарелаид

Технический редактор Л. Лёбер

---

Сдано в набор 11/ХП 1987. Подписано к печати 22/1 1988.

Бумага 60x90/16. Печ. л. 4,5+Приложение. Уч.-изд. л. 3,30.

Тираж 500, МВ-00328, Зак. № 180.

Ротапринт ТПИ. Таллин, Пикк ялг, 14.

Цена 23 коп.



Цена 23 коп.