

Р. 6.1
276

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 276

СБОРНИК СТАТЕЙ
ПО
МАШИНОСТРОЕНИЮ

V

Er. 6.1

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
СЕРИЯ А № 276 1969

УДК 621

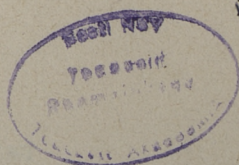
СБОРНИК СТАТЕЙ
ПО
МАШИНОСТРОЕНИЮ
V

УДК

ТАЛЛИН 1969

С о д е р ж а н и е

	Стр.
1. А.Р. Я н с о н. Кинематические профили фасок износа на задней поверхности резца.	3
2. А.Р. Я н с о н. Сравнение профилей следов износа на задней поверхности резца кинематическими при обработке сталей 45 и 40Х.	17
3. Р.А. М е с и л а. О технологии изготовления и измерения укороченных поверхностей на резцах.	29
4. Р.А. К ю т т н е р. К вопросу определения наиболее выгодных параметров многоэтапного процесса механической обработки.	35
5. В.В. М е н г, В.И. С т р и ж а к. Анализ плотности пластмассовых резьбовых стыков . .	45
6. В.В. М е н г, В.И. С т р и ж а к. Опытная установка для исследования перемещений в пластмассовых соединениях при длительном нагружении.	51
7. В.И. С т р и ж а к. Об определении перемещений в пластмассовых резьбовых соединениях. .	59



Ep. 9176

УДК 621.9.025.004.6

А.Р. Янсон

КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ПРОФИЛИ ФАСОК ИЗНОСА НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЗЦА

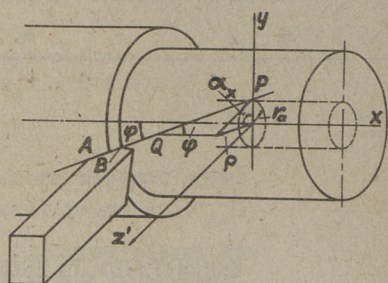
Анализ методов экспериментального определения сил, действующих на задней поверхности резца, показывает, что наиболее правильной методикой является экстраполяция силовых зависимостей до нулевой ширины фаски износа. Для этого требуются резцы, отличающиеся только шириной фаски износа. Эти фаски целесообразно изготовлять искусственно (доводкой по поверхности резания) с последующей приработкой. Точность результатов эксперимента зависит от соответствия искусственных фасок износа по профилю и шероховатости фаскам, образующимся при данных условиях резания.

Опыты, выполненные со сталями 45 и 40Х (в состоянии поставки), подтверждают, что при резании стали средней твердости, профиль фаски износа на задней поверхности резца с достаточной точностью совпадает с профилем поверхности резания [1]. Профили следов износа, совпадающие с поверхностью резания, в дальнейшем названы кинематическими.

Для оценки влияния различных факторов (точность фаски износа, точность геометрии и установки резца) на условия контакта по ширине фаски износа (к чему очень чувствительны силы на задней поверхности резца) необходимо знать теоретические зависимости, описывающие профиль фаски (следа) износа.

Для описания кинематических профилей выбираем систему прямоугольных координат x, y, z' так, что координата x совпадает с осью обрабатываемой детали (фиг. 1) и координаты y

определяют расстояния от точек режущей кромки до основной плоскости. Образующей винтовой поверхности (поверхности резания) является прямая, проходящая через главную режущую кромку АВ. Проекция режущей кромки на плоскость xz' образует с отрицательным направлением оси x угол φ .

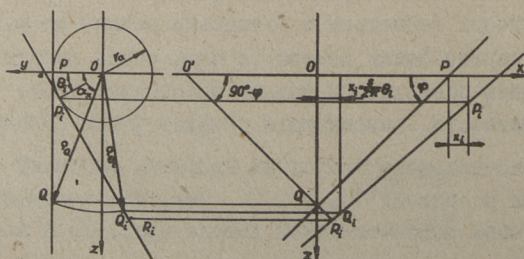


Фиг. 1

В зависимости от установки резца и угла наклона режущей кромки λ , образующая винтовой поверхности либо проходит через ось детали, либо располагается выше, либо ниже ее. В первом случае образуются архимедовы, во втором – конвольютные винтовые поверхности.

Формы следов износа целесообразно описывать в главной секущей плоскости. Для этого следует винтовые поверхности, образующиеся в процессе резания, пересечь плоскостями, проходящими через заданную точку на режущей кромке, и располагающимися перпендикулярно проекции режущей кромки на основную плоскость.

При выводе формул кинематических профилей следов износа использовано то обстоятельство, что проекции координат профиля на плоскость xz' образуются пересечением перпендикуляра к проекции режущей кромки на плоскость xz' с проекцией образующей винтовой поверхности на ту же плоскость



Фиг. 2

Рассмотрим случай, когда $\lambda = 0$ и образующая винтовой поверхности, проходящая через режущую кромку, располагается выше линии центров детали (фиг. 2). В первоначальном положении образующая касается основной окружности радиусом r_a в точке P . Обозначим произвольно выбранную точку на режущей кромке Q . Полярный радиус ρ_a точки Q и радиус r_a связаны формулой

$$\frac{r_a}{\rho_a} = \cos \alpha_x, \quad (I)$$

где α_x — угол между полярным радиусом ρ_a и плоскостью xz .

В процессе резания детали сообщается вращательное, а резцу поступательное движение в направлении оси детали. Относительное движение не изменится, если заменить вращение детали вращением резца вокруг оси детали. Образующая винтовой поверхности получит в этом случае одновременно два движения: прямолинейное по оси и вращательное вокруг оси детали со скольжением по основному цилиндру радиусом r_a . При вращении все точки образующей должны удовлетворять зависимости:

$$x_i = \frac{s}{2\pi} \theta_i, \quad (2)$$

где s — ход винтовой поверхности (подача при точении),
 θ_i — угол поворота образующей винтовой поверхности,
 x_i — осевое смещение образующей, соответствующее повороту θ_i .

Образующая винтовой поверхности описывается формулой прямой:

$$z - z_p = \frac{z_a - z_p}{x_a - x_p} (x - x_p), \quad (3)$$

где x и z — координаты текущей точки,
 x_p, z_p, x_a, z_a — координаты точек P и Q .

Заменив в формуле (3) координаты точек P и Q координатами точек P_i и Q_i , соответствующие углам поворота θ_i , получим формулу проекции образующей на плоскость xz в общем виде:

$$z = r_a \sin \theta_i - \frac{\rho_a \sin(\alpha_x + \theta_i) - r_a \sin \theta_i}{\rho_a \sin \alpha_x \operatorname{ctg} \varphi} \left[x - (\rho_a \sin \alpha_x \operatorname{ctg} \varphi + \frac{s}{2\pi} \theta_i) \right]. \quad (4)$$

Уравнение перпендикуляра к проекции режущей кромки на плоскость xz выражается:

$$z = \varrho_a \sin \alpha_x + x \operatorname{ctg} \varphi. \quad (5)$$

Обозначив точку пересечения линий (4) и (5) буквой R_i и решив совместно указанные уравнения, получим координаты x_{R_i} и z_{R_i} :

$$x_{R_i} = \frac{\varrho_a^2 \sin \alpha_x \operatorname{ctg} \varphi [\sin(\alpha_x + \theta_i) - \sin \alpha_x] + \frac{5}{2\pi} \theta_i [\varrho_a \sin(\alpha_x + \theta_i) - r_a \sin \theta_i]}{\varrho_a \sin \alpha_x \operatorname{ctg}^2 \varphi + \varrho_a \sin(\alpha_x + \theta_i) - r_a \sin \theta_i}, \quad (6)$$

$$z_{R_i} = \varrho_a \sin \alpha_x + x_{R_i} \operatorname{ctg} \varphi. \quad (7)$$

Для определения координаты y_{R_i} следует спроектировать на плоскость yz образующую через точки P и Q :

$$y - y_P = \frac{y_Q - y_P}{z_Q - z_P} (z - z_P). \quad (8)$$

Заменив в формуле (8) координаты y_P, z_P, y_Q, z_Q и z соответственно координатами $y_{P_i}, z_{P_i}, y_{Q_i}, z_{Q_i}$ и z_{R_i} получим:

$$y_{R_i} = \frac{\varrho_a \cos(\alpha_x + \theta_i) - r_a \cos \theta_i}{\varrho_a \sin(\alpha_x + \theta_i) - r_a \sin \theta_i} (z_{R_i} - r_a \sin \theta_i) + r_a \cos \theta_i. \quad (9)$$

Формулами (6), (7) и (9) описываются кинематические профили фасок износа в координатах x, y, z . Для представления указанных профилей в главной секущей плоскости, следует передвинуть координаты по оси x и повернуть вокруг оси y так, чтобы ось x стала перпендикулярно к проекции режущей кромки на основную плоскость и прошла бы через выбранную точку Q . Обозначив новую систему координат буквами X, Y, Z , получим:

$$X_{R_i} = (x_{R_i} + \varrho_a \sin \alpha_x \operatorname{tg} \varphi) \sin \varphi + z_{R_i} \cos \varphi, \quad (10)$$

$$Y_{R_i} = y_{R_i}, \quad (11)$$

где x_{R_i} , y_{R_i} и z_{R_i} определяются уравнениями (6), (7) и (9).

Если образующая винтовой поверхности в исходном положении располагается ниже линии центров детали, получаются аналогичные расчетные формулы со следующими различиями. В формуле (6) изменяются знаки перед членами $r_a \sin \theta_i$; в формуле (9) изменяются знаки перед членами $r_a \cos \theta_i$ и $r_a \sin \theta_i$. Угол α_x рассчитывают по формуле

$$\alpha_x = 180^\circ - \arccos \cos \frac{r_a}{\varphi_a} \quad (12)$$

Если $\varphi = 90^\circ$, то выведенные расчетные формулы упрощаются. Отпадает надобность в повороте системы координат, поскольку перпендикуляр к проекции режущей кромки на основную плоскость располагается параллельно плоскости xu . Координаты x_{R_i} и y_{R_i} рассчитываются по формулам (2) и (9) с учетом замечаний о расположении образующей. Угол α_x определяется либо формулой (1) (образующая располагается выше линии центров), либо формулой (12) (образующая располагается ниже линии центров).

Координата z_{R_i} для расчета координаты y_{R_i} определяется уравнением:

$$z_{R_i} = \varphi_a \sin \alpha_x \quad (13)$$

Вывод уравнений для случая $r_a = 0$ и $\lambda = 0$ изложен в работе [2].

При использовании поперечной подачи поверхность резания образуется по архимедовой спирали. Координаты кинематических профилей фасок износа рассчитываются в этом случае по уравнениям

$$\varphi_a = R \mp \frac{s}{2\pi} \theta_i; \quad (14)$$

$$x_i = \varphi_a \cos \theta_i; \quad (15)$$

$$y_i = \varphi_a \sin \theta_i, \quad (16)$$

где R - радиус обрабатываемой детали,
 φ_a - полярный радиус текущей точки профиля,
 s - подача,
 θ_i - полярный угол текущей точки профиля,
 x_i, y_i - координаты текущей точки профиля.

Для определения участков профиля, расположенных выше линии центров детали, следует в формуле (14) использовать знак (-), для участков профиля ниже линии центров - знак (+).

При продольном точении кинематический профиль фаски износа определяется четырьмя факторами:

а) главным углом в плане φ ;

б) положением образующей профиля, проходящей через главную режущую кромку, и ее расстоянием r_d до линии центров детали;

в) диаметром обрабатываемой детали d ;

г) величиной подачи s .

Независимыми факторами являются φ , d и s . Положение образующей и ее расстояние r_d до линии центров детали зависят от высоты вершины резца, от углов λ и φ и от d .

Для оценки влияния отдельных факторов на профиль фаски износа целесообразно пользоваться величиной Δ , показывающей, насколько выбранная точка на профиле отклоняется от вертикали, проходящей через режущую кромку.

Анализ кинематических профилей показал, что связи между величинами Δ и d с достаточной точностью характеризуются зависимостью:

$$\Delta = \frac{K}{d} , \quad (17)$$

где $K=f(\varphi, s, \delta, r_d)$. При постоянных φ , s и δ величина K выражается:

$$K = a \pm b r_d . \quad (18)$$

Если в исходном положении образующая профиля располагается ниже линии центров детали, то в формуле (18) перед членом $b r_d$ следует принять знак (-).

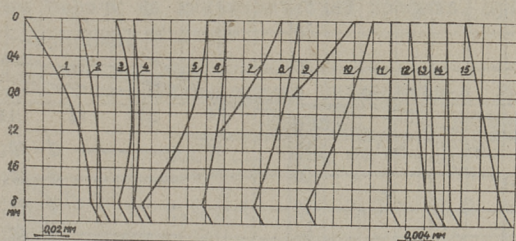
Т а б л и ц а I

Константы a и b для расчета Δ . Продольное точение, $\varphi = 45^\circ$, $\lambda = 0$, $s = 0,28$ мм/об.

δ в мм	a	b
0,2	- 20,8	287,3
0,4	- 93,4	565,2
0,8	-408,4	1132,4
1,2	-947,8	1699,4
1,6	-1720,0	2265,4

Максимальная погрешность величин Δ , рассчитанных по данным таблицы I, не превышает 4%, средняя - не более 1%.

Кинематические профили, образующиеся при разных значениях φ , d , s и r_d показаны на фиг. 3.



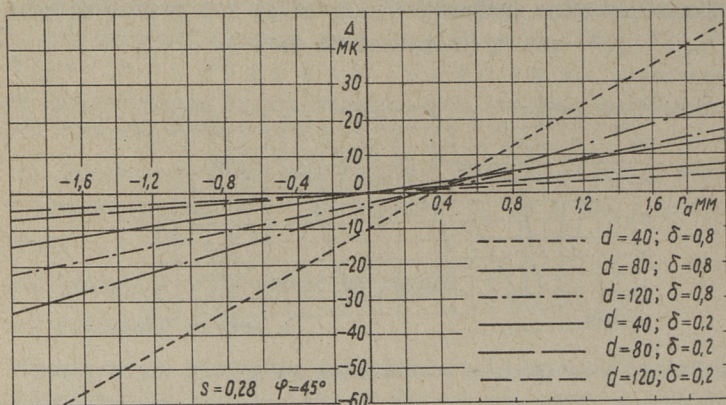
Фиг. 3. Кинематические профили фасок износа:

1...10 - $s = 0,28$ мм/об, $\varphi = 45^\circ$, $\lambda = 0^\circ$; 1,3,5,7,9 - $d = 40$ мм; 2,4,6,8,10 - $d = 120$ мм; 1,2 - $r_d = 2,0$ мм; 3,4 - $r_d = 1,0$ мм; 5,6 - $r_d = 0$ мм; 7,8,9,10 - образующая поверхности располагается ниже центров детали; 7,8 - $r_d = 1,0$ мм; 9,10 - $r_d = 2,0$ мм; 11...15 $\varphi = 90^\circ$; 11 - $d = 80$ мм, $s = 0,07$ мм/об; 12 - $d = 40$ мм, $s = 0,28$ мм/об; 13 - $d = 80$ мм, $s = 0,28$ мм/об; 14 - $d = 120$ мм, $s = 0,28$ мм/об; 15 - $d = 80$ мм, $s = 1,12$ мм/об.

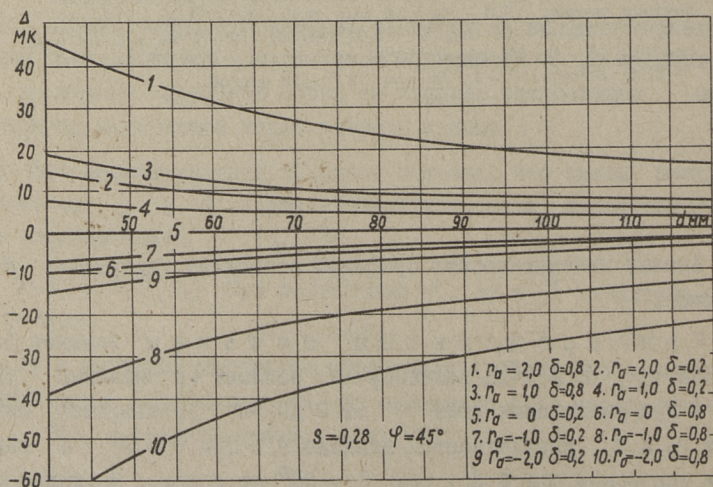
Анализ кинематических профилей позволяет утверждать следующее.

При продольном течении влияние факторов r_d , d и s на величину Δ зависит от значения угла φ . При увеличении угла φ от 0° до 90° уменьшается влияние r_d и d , увеличивается влияние s . При $\varphi = 0^\circ$ Δ зависит только от r_d и d , при $\varphi = 90^\circ$ от d и s . В случае увеличения φ при тех же значениях r_d , d и s абсолютные значения Δ уменьшаются.

Влияние r_d и d на величину Δ при $\varphi = 45^\circ$ и $s = 0,28$ мм/об показано на фиг. 4 и 5. Интересно отметить, что для точек кинематического профиля фаски износа, расстояния которых от режущей кромки одинаково, характеристики $\Delta = f(r_d)$ при разных значениях d пересекают ось r_d практически в одной и той же точке. Это позволяет при переменном d (при обработке многими проходами) выбрать значение r_d таким об-



Фиг. 4



Фиг. 5

разом, чтобы кинематический профиль фаски износа изменился минимально и изменения происходили бы в наилучшем направлении (см. [1]). В случае $\varphi \neq 90^\circ$ $\Delta = f(s)$ для данной ширины фаски износа δ не выражается элементарной функцией, как, например, $\Delta = f(d)$ (уравнение (17)) и $\Delta = f(r_\sigma)$ (уравнения (17) и (18)). В случае $\varphi = 90^\circ$ между s и Δ имеет место линейная зависимость.

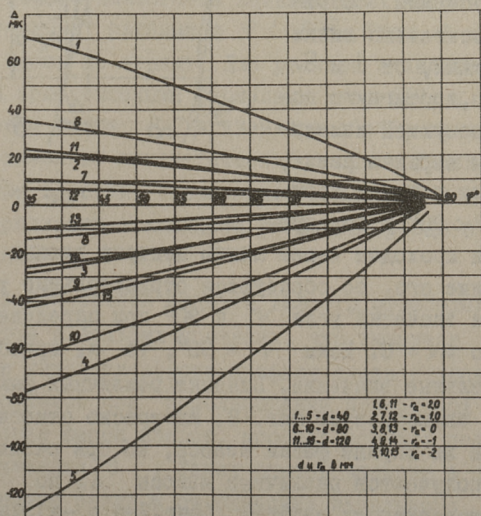
Влияние подачи на кинематический профиль значительно слабее, чем влияние факторов r_d и d и практически не зависит от значения r_d .

Т а б л и ц а 2

Влияние подачи на кинематический профиль. Продольное точение; $\varphi = 45^\circ$

d мм	r_d мм δ мм	Изменение величины Δ в мк при изменении s в пределах					
		0,07 ... 0,28 мм/об			0,28... 1,12 мм/об		
		2,0	0	-2,0	2,0	0	-2,0
40	0,4	0,5	0,5	0,5	2,1	1,8	1,9
	1,2	1,5	1,3	1,4	5,6	5,5	5,7
120	0,4	0,1	0,1	0,2	0,7	1,0	0,6
	1,2	0,5	0,4	0,5	1,9	1,8	1,9

П р и м е ч а н и е: Если в исходном положении образующая винтовой поверхности располагается ниже линии центров, то перед значением r_d условно поставлен знак (-).



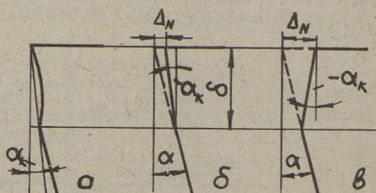
Фиг. 6

Влияние угла в плане φ на кинематический профиль фаски износа характеризует фиг. 6. Величина Δ изменяется тем интенсивнее, чем больше значение φ . Влияние угла φ увеличивается при уменьшении d и при росте r_d . При прочих равных условиях влияние угла φ значительнее, если образующая винтовой поверхности в исходном положении располагается ниже линии центров детали.

Зависимости $\Delta = f(r_d)$ и $\Delta = f(\varphi)$ позволяют рассчитать, какую точность установки резца относительно r_d и φ следует соблюдать, чтобы кинематический профиль фаски износа на задней грани резца не отличался больше заданной величины от профиля, образующегося в процессе резания. От этого зависит время приработки фаски износа.

Кинематический профиль фаски износа можно характеризовать прямой, проходящей через наивысшую и самую низкую точку профиля. Угол наклона этой прямой α_k целесообразно определить так же, как и задний угол резца (фиг. 7 - а).

Значение и знак угла α_k зависят в основном от исходного положения образующей относительно линии центров детали, от d и δ . Безразлично, достигнуто положение образующей изменением высоты вершины резца, или наклоном режущей кромки. Если $\varphi < 90^\circ$ и образу-



Фиг. 7

ющая профиля проходит через линию центров детали или располагается ниже его, то образуются отрицательные углы α_k . При приближении значений угла φ к 90° при определенной подаче имеет место $\alpha_k = 0$. Если $\varphi = 90^\circ$, то α_k приобретает только положительные значения. Влияние различных факторов на угол α_k иллюстрирует фиг. 8. Интересно отметить, что при одной и той же ширине фаски износа, но при различных значениях α_k получаются различные износы Δ_N по направлению нормали к поверхности резания (фиг. 7-б и -в). Например при резании детали диаметром 80 мм, с подачей 0,28 мм/об, резцом $\varphi = 45^\circ$ и $\lambda = 0$ с установками, характеризующимися $r_d = +2,0$ и $r_d = -2,0$, ширине фаски износа $\delta = 0,8$ мм соот-

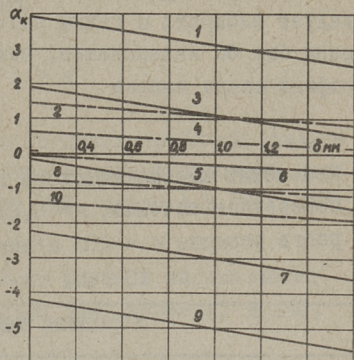
ветствуют износы $\Delta_N = 0,147$ и $0,204$ мм. При уменьшении диаметра детали и при увеличении ширины фаски износа отличие величин Δ_N может превышать 100%. Это следует учитывать при изучении размерного износа резца.

При поперечном течении кинематический профиль следа износа зависит от трех факторов:

- а) от диаметра обрабатываемой детали d ;
- б) от расстояния направления подачи через рассматриваемую точку режущей кромки до линии центров детали r_{d1} ;
- в) от величины подачи s .

Характер влияния различных факторов на кинематические профили следов износа аналогичен влиянию этих же факторов при продольном течении резцами с $\varphi < 90^\circ$. Углы φ и λ существенной роли здесь не играют. Для расчета величины Δ можно пользоваться приближенными формулами типа (17) и (18). Изменение установки резца r_{d1} и диаметра обрабатываемой детали d сильнее изменяют кинематический профиль фаски износа, чем при продольном течении. Интенсивнее и влияние подачи s , но ее роль по сравнению с влиянием установки резца и диаметра d , второстепенная.

В опытах с поперечной подачей диаметр обрабатываемой детали изменяется в больших пределах, что вызывает существенное изменение кинематического профиля следа износа. Первой серьезной проблемой при использовании поперечной подачи является получение фасок износа, профиль которых соответствует диапазону изменения d . Успех опытов зависит в первую очередь от установки резца и от значения начального диаметра обрабатываемой детали. Наиболее выгодную установку резца позволяет определить зависимость $\Delta = f(r_{d1})$, характер которой ана-



Фиг. 8. (Обозначения см. в фиг. 3)

логичен характеристикам на фиг. 4 Первоначальный диаметр следует выбирать с таким расчетом, чтобы износ по задней грани был бы интенсивнее, чем изменение кинематического профиля следа износа

Т а б л и ц а 3

Изменение кинематического профиля следа износа.
 Поперечное точение, $s = 0,28$ мм/об. Начальная скорость резания $v = 200$ м/мин, длительность обработки 10 сек.

Исходные параметры

d_1 мм	120			160			200		
n об/мин	531			398			318,5		
d_2 мм	60,4			122,8			170,2		
Δv %	49,7			23,3			14,9		
δ мм	0,2	0,4	0,8	0,2	0,4	0,8	0,2	0,4	0,8

$r_{a1} = 0,5$ мм, режущая кромка располагается ниже линии центров детали

Δd_1 мк	-1,8	-4,4	-10,8	-1,4	-3,3	-8,6	-1,1	-2,6	-6,8
Δd_2 мк	-3,6	-8,7	-22,7	-1,8	-4,3	-11,2	-1,3	-3,1	-8,0
$\Delta \Delta_d$ мм	-1,8	-4,3	-12,3	-0,4	-1,0	-2,6	-0,2	-0,5	-1,2

$r_{a1} = 0,3$ мм, режущая кромка располагается выше линии центров детали

Δd_1 мк	+0,9	+0,9	-0,8	+0,6	+0,7	-0,6	+0,5	+0,6	-0,5
Δd_2 мк	+1,7	+1,8	-1,5	+0,8	+0,9	-0,7	+0,6	+0,6	-0,5
$\Delta \Delta_d$ мк	+0,8	+0,9	-0,7	+0,2	+0,2	-0,1	+0,1	0	0

О б о з н а ч е н и я:

- d_1 - начальный диаметр детали,
- Δv - уменьшение скорости после 10-и секундной обработки,
- d_2 - диаметр детали после 10-и секундной обработки,
- $\Delta d_1, \Delta d_2$ - величины Δ , соответствующие диаметрам d_1 и d_2 при заданной δ ,
- $\Delta \Delta_d$ - изменение кинематического профиля, соответствующее изменению диаметров в пределах от d_1 до d_2 .

Данные таблицы 3 показывают, что только при достаточно большом начальном диаметре обрабатываемой детали и при оптимальной

установке резца можно надеяться на получение результатов опыта без существенных искажений.

Л и т е р а т у р а

1. А.Р. Я н с о н. Сравнение истинных профилей следов износа на задней поверхности резца с кинематическими при обработке сталей 45 и 40Х. Труды ТПИ, серия А, № 271, 1969, стр. 17.

2. А.Р. Я н с о н. Определение формы и расположения фаски на задней грани резца. Труды ТПИ, серия А, № 242, 1966, стр. 67 - 74.

A. Jaanson

Kinematic Shapes of the Flats of Wear on the Back of Cutting Tool

Summary

In the article the formulae of the shapes of the flats of wear on the back of cutting tool in straight and radial turning are deduced on the assumption that the shape of the flat of wear coincides with the shape of cutting surface.

The action of different factors on the shape of the flat of wear are considered.

The results of the work are advisable to take into consideration when investigating the contact phenomena and forces on the back of cutting tool, likewise in researches of length wear.

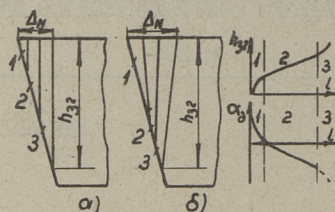
УДК 621.9.025.004.6

А.Р. Янсон

СРАВНЕНИЕ ПРОФИЛЕЙ СЛЕДОВ ИЗНОСА НА ЗАДНЕЙ
ПОВЕРХНОСТИ РЕЗЦА С КИНЕМАТИЧЕСКИМИ ПРИ
ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ 45 и 40 X

Форма профиля следа износа на задней поверхности резца представляет большой интерес при исследованиях контактных явлений и усилий на задней поверхности, а также в исследованиях динамики износа. Среди исследователей существуют разные взгляды на форму следа износа. Например, М.И. Даниелян [1], предполагает, что износ осуществляется равномерными слоями, параллельными плоскости резания (фиг. 1 а). Н.Н. Зорев [2] считает, что след износа копирует поверхность резания, однако не на всей ширине, а имеет тенденцию к плавному сопряжению с передней и задней поверхностью режущего элемента. В работе Г.Л. Куфарева и В.А. Наумова [4] утверждается, что в процессе износа происходит не только увеличение площади контакта по типичной кривой (фиг. 1 б), но и поворот площадки, т.е. изменение действительного заднего угла α_2 от положительного значения α до какого-то конкретного значения α_2 , отрицательного для случая обработки титана ВТ 6.

В процессе резания след износа на задней поверхности инструмента контактирует с поверхностью резания, поэтому естественно принять последнюю за базу при изучении профиля следа износа. Профиль следа износа, точно совпадающий с профилем поверхности резания, назван автором кинематическим. Математическое описание кинематических профилей для разных случаев точения и их анализ опубликован автором в статье [5].



Фиг. 1. Схема механизма износа задней главной грани резца:
 а) в соответствии с литературой [1] ,
 б) в соответствии с литературой [4] .

По ряду причин (выкрашивание около режущей кромки, пластическое течение обрабатываемого материала по следу износа, неравномерное распределение температуры по ширине следа износа) действительные профили следов износа могут отличаться от кинематических. Вопрос о том в каких случаях действительные профили следов износа практически совпадут, в каких отличаются от кинематических, требует экспериментальной проверки, которая выполнена в данной работе.

При исследованиях профиля следа износа следует предъявлять строгие требования к точности геометрии резца, его установке, а также к точности базовых поверхностей, что является следствием влияния указанных факторов на профиль следа износа.

Серьезной проблемой при изучении профилей следов износа является точное измерение исследуемого профиля. В данной работе для измерения профиля следа износа был использован комбинированный прибор, составленный из универсального измерительного микроскопа УИМ-2I, оптиметра и установочного приспособления для резца. Стандартный измерительный наконечник оптиметра был заменен алмазной иглой профилометра ПЧ-2. Чтобы избежать вдавливания алмазной иглы в измеряемую поверхность, измерительное усилие оптиметра (200 Г) при помощи специального приспособ-

сoblения было уменьшено до минимума. Настройка установочного приспособления выполнялась при помощи специального эталона с такой точностью, что погрешность измерения за счет неточной установки резца не превышала $\pm 0,1$ мк на следе износа шириной 1 мм.

Многочисленные повторные измерения профиля следа износа показали, что рассеивание результатов измерения не превышало $\pm 0,3$ мк, а во многих повторных измерениях показания прибора практически совпадали. При вычерчивании профилей следов износа учитывалось действительное положение основной плоскости резца в процессе резания (при установке в динамометр УДМ-1). Вершина резца в опытах устанавливалась на требуемую высоту измерительными плитками. Погрешность установки не превышала $\pm 0,01$ мм. В таких же пределах колебалось расстояние от основной плоскости резцедержателя динамометра УДМ-1 до линий центров детали.

В исследованиях использовались резцы с металлокерамическими пластинками Т15К6.

Требуемая геометрия резцов обеспечивалась алмазной заточкой и для некоторых резцов приведена в таблице 1. Корпусы резцов подвергались шлифовке, а основные поверхности доводились.

Т а б л и ц а 1
Геометрические параметры резцов, применявшиеся при исследовании

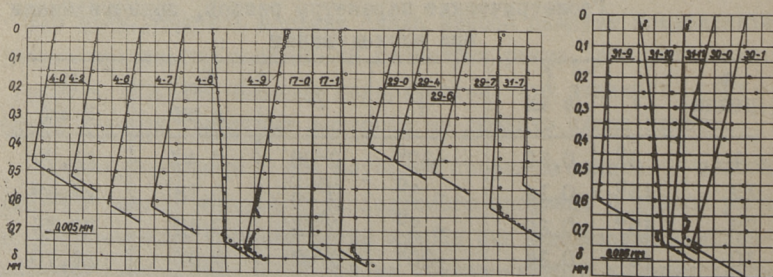
№ резца	γ	f в мм	r_f	λ	δ_{cp} в мм	H в мм
4	5°	0,20	-20°	$0^\circ 00'$	0,47	22,74
17	15°	0,16	-5°	$0^\circ 18'$	0,78	22,69
29	15°	0,20	-5°	$0^\circ 13'$	0,40	22,36
30	14°	0,24	-20°	$0^\circ 07'$	0,31	22,10
31	$14^\circ 20'$	0,10	-5°	$0^\circ 09'$	0,00	22,06

- П р и м е ч а н и я: 1) H - высота вершины резца,
2) δ_{cp} - средняя ширина фаски износа,
3) для всех резцов $\varphi = 45^\circ 30'$, $\varphi_1 = 10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$, $r = 0,2$ мм.

На задних поверхностях резцов (за исключением резца 31) для экономии обрабатываемого материала изготавливались доводкой в специальном приспособлении предварительные следы износа, форма которых соответствовала кинематическим.

В качестве исследуемых образцов использовались заготовки диаметрами 84...87 мм, длиной 640...660 мм из сталей 45 и 40 X в основном в состоянии поставки.

После каждого прохода при выбранном режиме и установке резца измерялись профили следа износа в трех сечениях — в середине и на расстоянии 0,3...0,4 мм от среднего сечения. В общей сложности было измерено 160 профилей на 21 резце (у 16 резцов профили измеряли только в середине следа износа). Самые характерные из них показаны на фиг. 2. Первая цифра профиля (на фиг. 2) обозначает номер резца, вторая — номер прохода. Поскольку профили разных сечений мало отличались, на фиг. 2 показаны только профили середины следа износа. Для сравнения измеренных профилей с кинематическими, через точку на расстоянии 0,05 мм от режущей кромки полной линией вычерчены соответствующие кинематические профили.



Фиг. 2. Измеренные и кинематические профили следа износа (обозначения см. Приложение 1, стр. 27)

При рассмотрении изучаемых профилей под микроскопами БМС-1 и УИМ-21 четко виден слой обрабатываемого материала, прилипший к следу износа. Часто указанный слой достигает фаски передней грани, а иногда и перекрывает последнюю. По указанной причине измерить действительный профиль следа износа не удалось - последний был всегда в большей или меньшей степени искажен. На форму и толщину застойной зоны, прилипшей к следу износа, следует смотреть как на случайные величины. Они образуются при выводе резца из процесса резания, т.е. в условиях изменения толщины срезаемого слоя. Скорость изменения последней колеблется в определенных пределах, что в свою очередь несколько искажает форму профиля следа износа.

В результате выполненных опытов можно утверждать, что при резании термически необработанных сталей 45 и 40 X в интервале скоростей 100...200 м/мин истинные профили следов износа достаточно близки к кинематическим (фиг. 2). Совпадение лучше при больших скоростях резания. Ни подача, ни геометрия резца, ни положение образующей профиля относительно линии центров детали не оказывали заметного влияния на совпадение профилей. В большинстве случаев измеренный профиль отклоняется от кинематического в нижней части профиля вправо. Очевидно, толщина застойной зоны больше около режущей кромки. На измеряемой поверхности встречаются иногда случайные повреждения (выкрашивания), которые при продолжении процесса резания выглаживаются (см. профили 4-2 и 4-6 по фиг. 2). Уменьшение скорости резания вызывает несколько большее отклонение действительного профиля от кинематического (профили 4-7 и 29-6).

При изменении установки резца по высоте изменяется контакт между поверхностью резания и следом износа. В результате опускания вершины резца образуется положительный задний угол между поверхностью резания и следом износа. Это вызывает уменьшение усилий на задней грани (на следе износа) и уменьшает компоненты суммарной силы резания. При дальнейшем износе резца след износа приобретает форму, соответствующую данной установке резца. Контакт между следом

износа и поверхностью резания восстанавливается, в результате чего компоненты усилий резания возрастают до величин, характерных данной ширине следа износа и условиям резания.

Примеры изменения профиля следа износа в результате опускания вершины резца см. фиг. 2 профили 4-8, 4-9, 3I-10 и 3I-11. Изменения условий контакта (зазоры и углы между поверхностью резания и следом износа на разных участках ширины износа), рассчитанные по кинематическим профилям следа износа [5], приведены в таблице 2.

Т а б л и ц а 2

Изменение условий контакта на следе износа задней поверхности при подъеме и опускании вершины резца

№ резца	r_{a1} мм	r_{a2} мм	δ мм	Δr_{a1} мм	Δr_{a2} мм	$\Delta \Delta r_a$ мм	α_{ra1}	α_{ra2}	$\Delta \alpha$	$\Delta \gamma$
4	+0,69	-0,81	0,2	2,1	-3,0	5,1	0°36'	-0°31'	1°027'	1°024'
			0,4	3,5	-6,5	10,0	0°30'	-0°56'	1°026'	
			0,8	4,4	-15,6	20,0	0°18'	-1°07'	1°025'	
			0,2	3,2	-0,3	3,5	1°00'	-0°04'	1°04'	
3I	0,99	0	0,4	5,6	-1,1	6,7	0°57'	-0°09'	1°006'	0°57'
			0,8	8,9	-5,0	13,9	0°41'	-0°21'	1°002'	

Обозначения: r_{a1} и r_{a2} - расстояние образующей винтовой поверхности (следа износа) до линии центров детали при двух установках резца (если образующая винтовой поверхности в исходном положении располагается ниже линии центров детали, то перед r_a условно поставлен знак (-); Δr_{a1} - отклонение точки профиля следа износа от вертикали через режущую кромку при установке r_{a1} ; Δr_{a2} - то же при установке r_{a2} ; $\Delta \Delta r_a$ - расстояние между профилями установок r_{a1} и r_{a2} ; α_{ra1} - угол профиля следа износа при установке r_{a1} ; α_{ra2} - то же при установке r_{a2} ; $\Delta \alpha$ - угол между профилем следа износа и поверхностью резания; $\Delta \gamma$ - изменение переднего угла.

Т а б л и ц а 3

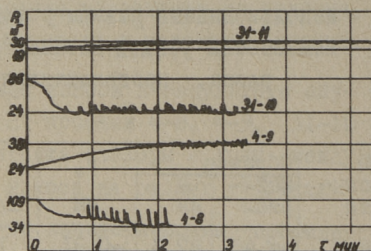
Использованные режимы резания, обрабатываемые материалы, компоненты усилий резания до и после опускания вершины резца, продолжительность опытов

№ опы-та	Образец		γ_n мм	V м/мин	τ сек	P_x	P_y	P
	материал	ϕ мм						
4-7	ст.45	87,3	-0,8I	100	-	40,2	42,4	70,1
4-8	40 X	"	0,69	189	-	108,6	114,7	79,0
					100	34,1	39,4	61,2
4-9	"	"	-0,8I	189	-	23,7	27,4	52,3
					145	37,7	43,6	64,5
29-6	ст.45	87,1	-1,37	100	-	30,6	33,0	61,2
29-7	40 X	85,8	0,00	187	-	77,4	79,4	72,3
					30	32,6	37,7	60,0
3I-9	ст.45	84,9	0,00	226	-	17,3	23,0	52,3
3I-10	40 X	"	0,99	187	-	85,5	99,4	79,0
					35	23,7	33,0	54,6
3I-II	"	"	0,00	100	-	19,3	21,0	45,6
					200	30,1	38,7	56,3

П р и м е ч а н и я: 1) во всех опытах $t = 1,2$ мм, $s = 0,17$ мм/об; 2) в тех случаях, когда момент регистрации компонент усилия резания не указан, это произошло в течение первых десяти секунд.

В опытах 4-9 и 3I-II компоненты усилия резания после приработки несколько превышают значение компонентов до опускания вершины резца. Ширина следов износа существенно не изменялась. Это, по-видимому, является следствием уменьшения переднего угла, а в опыте 3I-II - и уменьшения скорости резания.

В опыте 4-9 (фиг. 3) P_x растет примерно в течение 2 мин 25 сек, а далее колеблется с определенной частотой около средней величины, что характерно для резцов со средней шириной следа износа. В опыте 3I-II P_x повышается медленнее, что обусловлено сравнительно низкой скоростью резания. За время прохода на кривой P_x не отмечается характерных колебаний. Это указывает на то, что приработка следа износа еще не кончилась. То обстоятельство и, по всей вероятности, более развитая застойная зона на фаске износа являются причинами отличия измеренного профиля 3I-II (фиг. 2) от кинематического.



Фиг. 3. Изменение P_x после опускания (4-8, 3I-11) и подъема (4-8, 3I-10) резца (P_x регистрирован самопишущим аппаратом Н 373-2)

Из опытов (4-7, 4-8, 29-6, 29-7, 3I-9 и 3I-10) следует, что подъем вершины резца вызывает скачкообразное

увеличение компонент усилия резания. Значения компонент P_x и P_y превышают их начальные значения в несколько раз. При дальнейшем износе резца компоненты усилия резания быстро уменьшаются

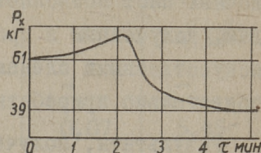


Фиг. 4

до значений, характерных для данной ширины следа износа и условий резания. При этом след износа приобретает форму, соответствующую кинематической. "Отрицательный" задний угол на следе износа обуславливает внедрение нижней части следа износа за поверхность резания (фиг. 4), что и вызывает скачкообразный рост компонент усилия резания. На указанном участке следа износа возникают высокие давления и температура, вызывающая более интенсивный износ. Это явление может быть использовано для приработки искусственно изготовленных сле-

дов износа. Однако такой способ приработки следует использовать с определенной осторожностью из-за следующего явления. При интенсивном режиме резания и большом отрицательном наклоне следа износа неравномерное распределение температуры по ширине следа износа (на нижней части следа температура выше) вызывает неравномерное удлинение резца. Нижняя часть следа износа в начале приработки еще больше внедряется в поверхность резания, что сопровождается увеличением усилия резания (фиг. 5). При дальнейшем

износе компоненты усилия резания уменьшаются, и через определенное время стабилизируются. Но на кривых нет вышеуказанных колебаний усилий. Изучение профиля следа износа по фиг. 2 (опыты I7-0 и I7-1) и при помощи микроскопа УИМ-21 показывает, что в конце опыта в контакте с поверхностью резания находится только часть следа износа, прилегающая к режущей кромке. По-видимому, это является результатом неравномерного сокращения резца во время стабилизации температуры. Во избежание указанного явления приработку следует выполнить кратковременными этапами.



Фиг. 5

те с поверхностью резания находится только часть следа износа, прилегающая к режущей кромке. По-видимому, это является результатом неравномерного сокращения резца во время стабилизации температуры. Во избежание указанного явления приработку следует выполнить кратковременными этапами.

В работе [4] Г.Л. Куфарев и В.А. Наумов утверждают, что след износа на задней грани изменяется по фиг. I.б, что вызывает перераспределение усилий на задней грани. Анализ кинематических профилей следа износа [5] и материалы данной работы позволяют утверждать, что схема износа по фиг. I.б является только частным случаем общей схемы износа и свойственна резцам с положительными углами λ , μ , по-видимому, и сплаву ВТ6, которыми пользовались Г.Л. Куфарев и В.А. Наумов. В зависимости от геометрии и установки резца, а также от подачи, угол следа износа может быть положительным, нулевым или отрицательным [5]. Поскольку угол следа износа изменяется в небольших пределах, нет необходимости учитывать перераспределение усилий на задней поверхности резца.

Выполненные измерения профилей следов износа позволяют также утверждать, что для следов износа характерен сравнительно резкий переход от следа к задней грани (см. фиг. 2)

Радиус перехода колеблется ориентировочно в пределах 0,07..0,14 мм. В случае искусственно изготовленных (доведенных) следов износа радиус перехода может оказаться гораздо большим (фиг. 2., 4-0, 17-0), что обуславливается толстым слоем доводочной пасты. Применение достаточно тонких слоев доводочных паст позволяет получить переходы, близкие к переходам, полученным в процессе резания. Таким образом, резцы с искусственными следами износа до проведения опытов следует обязательно прирабатывать.

Результаты, полученные при обработке сталей средней твердости, нельзя распространять на обработку более твердых сталей ($HRC > 30$). Предварительные опыты с закаленной и отпущенной сталью 40 X ($HRC 30..32$) показали, что при увеличении скорости резания получается некоторое врезание на нижней части следа износа (фиг. 2, 30-0 и 30-1). При обработке более твердой стали ($HRC \geq 37..40$) могут появляться пластические деформации режущего элемента (выпучивание его в направлении передней поверхности). Указанные явления требуют дальнейших исследований.

В заключение можно утверждать, что при обработке сталей средней твердости (термически необработанная сталь 45 и 40X) на задней грани резца образуются следы износа, профили которых существенно не отличаются от профилей поверхности резания. Это позволяет использовать уравнения кинематических следов износа [5] для анализа условий контакта на следе износа, для расчета оптимальной установки резца, минимального начального диаметра детали при использовании поперечной подачи и т.д. Этими же уравнениями следует пользоваться в исследованиях износа, особенно размерного износа резца. Неучет действительного профиля и наклона следа износа может обусловить значительную погрешность в опытах и неправильные выводы.

Приложение I

№ опыта	Обрабатываемый материал	r_d , мм	V , м/мин	S , мм/об	τ , мин и сек.
4-0	-	-0,81	-	-	-
4-2	ст.45	"	187	0,28	3,22
4-6	"	"	"	0,17	5,38
4-7	"	"	100	0,17	10.02
4-8	40 X	0,69	187	"	4,28
4-9	"	-0,81	189	"	4.38
17-0	-	0	-	-	-
17-I	ст.45	0,3	143	0,07	5.45
29-0	-	-1,137	-	-	-
29-4	ст.45	"	187	0,17	5.25
29-6	"	"	100	"	10,22
29-7	40 X	0	187	"	4.15
31-7	ст.45	0	226	0,07	10.48
31-9	"	0	"	0,17	4.32
31-10	40 X	0,99	187	"	4.15
31-II	"	0	100	"	6.45
30-0	-	1,35	-	-	-
30-I	40 X	1,35	76	0,17	6.17

Примечание: Во всех опытах $t = 1,2$ мм.
В опыте 30-I HRC = 37...40.

Л и т е р а т у р а

1. М.И. Д а н и е л я н. Износ инструмента и тепловые явления при резании металлов. Машгиз, 1954.
2. Н.Н. З о р е в. Исследование элементов механики процесса резания. Машгиз, 1952.
3. Н.Н. З о р е в. Вопросы механики процесса резания металлов. Машгиз, 1956.
4. Г.Л. К у ф а р е в, В.А. Н а у м о в. Закономерности износа твердосплавного резца по задней грани. Вестник машиностроения, 1968, № 2, стр. 75-78.
5. А.Р. Я н с о н. Кинематические профили фасок износа на задней поверхности резца. Труды ТПИ, серия А, №271, 1969.

A. Jaanson

Comparison of Real Traces of Wear with Kinematic Ones on the Back of Cutting Tool in Machining the Steels "45" and "40X"

Summary

In the article experimentally determined shapes of the traces of wear under different conditions of machining are compared with kinematic ones. Contact phenomena on the trace of wear are analysed. Results of the experiments support the conclusion that in machining medium-hard steels the shape of the trace of wear practically coincides with the shape of cutting surface but in case of hard steels (Rockwell hardness > 30) the difference is turned out.

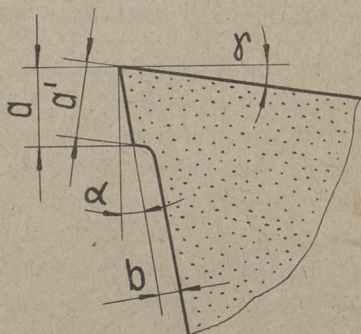
The results of the work are advisable to take into consideration when investigating the contact phenomena and forces on the back of cutting tool, likewise in researches of length wear.

УДК 62.9.025:621.923.6

Р.А. Месила

О ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ИЗМЕРЕНИЯ
 УКОРОЧЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА РЕЗЦАХ

В настоящее время большое внимание уделяется вопросу комплексного изучения процесса резания металлов, в том числе вопросу использования инструментов с укороченными задними поверхностями. Вопрос укорочения задних поверхностей поставлен впервые Ю.А. Грицаенко [1]. В резцах с укороченной задней поверхностью сокращается длина контакта с деталью, уменьшается трение и общее количество выделяемого тепла. При этом также снижается температура резания, что способствует повышению стойкости резцов. При проведении исследований резцами с укороченными задними поверхностями нужно особое внимание обратить на качественное изготовление подточки (фиг. 1).

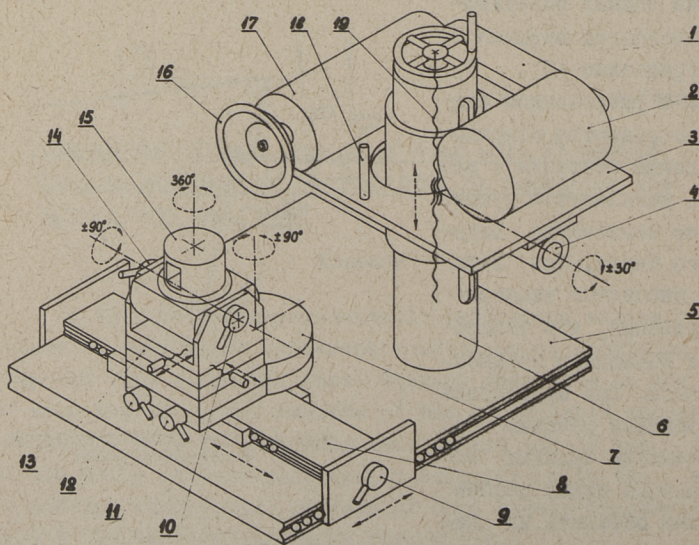


Фиг. 1. Схема укорочения задней поверхности резца

Численные величины подточки могут колебаться в пределах $a = 0,2 \div 0,5$ мм и $b = 0,1 \div 0,6$ мм. Подточка задней поверхности должна перейти и на вспомогательную поверхность. Это пред-

ставляет определенную технологическую трудность, так как резцы, имеющие радиус при вершине, должны иметь качественно выполненные радиусные участки как режущих кромок резца, так и подточки. Образование радиусных участков режущих кромок резцов возможно путем ручной заточки задних граней по радиусному шаблону или обработки задних граней фасонными шлифовальными кругами, имеющими канавку по заданному радиусу r . Изготовление резцов с укороченной задней поверхностью вручную по шаблону с нужным радиусом очень трудоемко, а использование фасонных кругов из-за подточки невозможно. Кроме того, обыкновенный универсальный заточный станок со стандартным оборудованием не позволяет получить радиусные участки режущих кромок и подточки.

Для этой цели в Таллинском политехническом институте было спроектировано и изготовлено специальное заточно-измерительное устройство (фиг. 2).



Фиг. 2. Принципиальная схема заточно-измерительного устройства

На основании 5 смонтирована колонна 6, по которой при помощи винта 19 движется вниз или вверх плита 3, на которой закреплена внутршлифовальная головка 17 ($\phi 65 \times 250$ мм, з-д "Калибр") с алмазным кругом 16 и электродвигатель 2 (тип ЭПТ-2, однофазный, 220 в, 310 вт), соединенный со шпинделем плоскоременной передачей 1. Плита 3 вместе с головкой 17 имеет возможность поворота вокруг горизонтальной оси 4 на $\pm 30^\circ$. По боковым поверхностям основания 5 движется на шариках каретка 8 в направлении оси шпинделя. Положение каретки фиксируется стопорной рукояткой 9. По каретке движется на шариках поворотная плита 7 (имеет возможность поворота вокруг вертикальной оси на $\pm 90^\circ$), которая фиксируется рукояткой 11. Положение поворотной плиты на каретке фиксируется рукояткой 12. На поворотной плите закреплён предметный столик 13 (от двойного микроскопа Линника МИС-II) и специальный резцедержатель 15. Резцедержатель имеет поворот вокруг горизонтальной оси на $\pm 90^\circ$ (положение фиксируется рукояткой 10) и вокруг вертикальной оси на 360° (положение фиксируется рукояткой 14).

Имея две оси поворота в вертикальном направлении и одну в горизонтальном, можем любой резец поставить в нужное положение для заточки. Одновременно с заточкой задних граней можно заточить и радиусный участок резца, обеспечивая требуемую величину радиуса r . Перед заточкой линия пересечения задних граней должна совпадать с осью поворота плиты 7. Подача на стружку обеспечивается микрометрическими винтами предметного столика 13. Величина радиуса r определяется расстоянием от оси поворота плиты 7 до торца шлифовального круга, которое устанавливается при помощи индикатора часового типа. Для обеспечения надежности поворота плиты 7 на требуемые углы в плане φ и φ_1 имеются встроенные регулируемые упоры.

При заточке укороченных задних поверхностей резец устанавливается в резцедержателе опорной поверхностью вверх под таким наклоном, чтобы передняя поверхность была бы горизонтальной (т.е. чтобы главная и вспомогательная режущие кромки были в одной горизонтальной плоскости), что

обеспечивает заданную величину укорочения на обеих задних гранях. Высота края круга относительно резца — размер a' (фиг. 1) — устанавливается при помощи индикатора с ценой деления 0,002 мм, закрепленного на колонне 6. Величина a' рассчитывается по формуле:

$$a' = \frac{a \cdot \cos(\alpha + \gamma)}{\cos \alpha},$$

где a — высота подточки,
 α — задний угол,
 γ — передний угол.

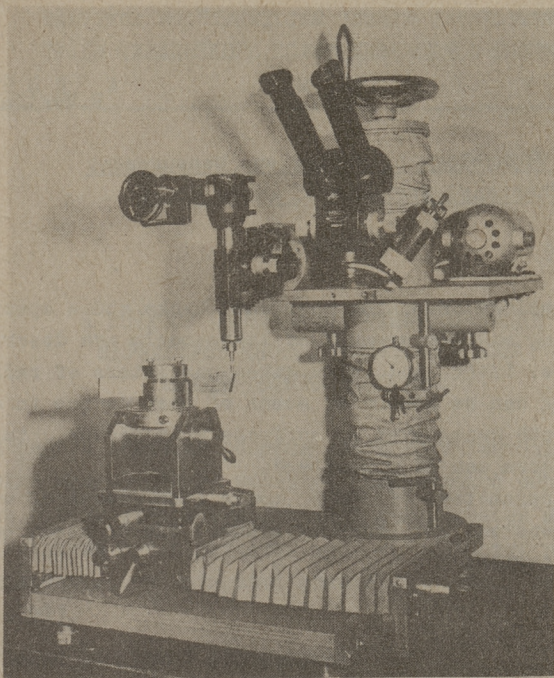
Для получения правильных величин задних углов α и α' , плита 3 поворачивается на угол $\alpha + \gamma$. Поперечная подача производится микрометрическим винтом предметного столика 13 (с ценой деления 0,01 мм) до требуемой глубины b . Продольная подача совершается вдоль каретки вручную. Так как весь комплекс резцедержателя движется на шариках, то его ход без люфта и обеспечивает высокую точность, что позволяет использовать устройство для заточки резцов требуемого качества.

Для проверки качества заточки резца был применен стереоскопический микроскоп МБС-1 (увеличение от 5 до 56 раз). Микроскоп крепится к стойке 18 (фиг. 3).

При помощи микроскопа можно определить и величину следа износа на передней или задней грани резца. Точность измерений резца в установленном положении 0,01 мм.

Измерение глубины лунки на передней поверхности производится вертикальным оптиметром ИЗВ-1 (фиг. 3). Точность измерения по высоте $\pm 0,001$ мм. Оптиметр ИЗВ-1 со специальной оправкой закрепляется на плите 3 вместо шпинделя 17. На специальной оправке еще дополнительно применяются направляющие вертикального перемещения интерферометра ИЗК-50, которые расширяют пределы измерения оптиметра ИЗВ-1 по высоте до 0,5 мм.

Переналадка заточно-измерительного устройства проста и в работе полностью себя оправдывает.



Фиг. 3. Общий вид заточно-измерительного устройства

Разработанное устройство позволяет затачивать резцы с заданными параметрами радиуса и подточки с одной установки; при этом радиусные участки плавно переходят в прямолinéйные.

Кроме точной заточки устройство позволяет измерять все параметры заточенных или изношенных резцов (следы износа, размеры и форму лунки и т.д.).

Л и т е р а т у р а

1. Д.А. Грицаенко. Инструменты с укороченными поверхностями. Труды МИНХИП им.Губкина, вып.34, Гостоптехиздат, 1961.

2. Х.В. Аарелайд. Об образовании радиусных участков режущих кромок резцов. Сб.статей "Машиностроение" Ш, Труды Таллинского политехнического института, серия А, №242, 1966.

About the Technology of Making and Measurement
of Shortened Surfaces of Lathe Tools

Summary

The technology of making shortened backs and a special device grinding and measurement of lathe tools are described in the article. Lathe tools with given parameters of radius and shortening can be ground by means of that device in one location. Smooth going over of surfaces with radius to straight surfaces can be guaranteed.

All the parameters of worn tools (the traces of wearing, the dimensions and shape of crater) can be measured by means of the device.

УДК 681.142.353

Р.А. Кюттнер

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАИВЫГОДНЕЙШИХ
 ПАРАМЕТРОВ МНОГОЭТАПНОГО ПРОЦЕССА
 МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

В работе делается попытка рассмотреть методику проектирования многоэтапного процесса механической обработки с более полным учетом существующих взаимосвязей между этапами. Заданным предполагается маршрут обработки в виде последовательности возможных этапов (проходов, переходов или операций).

Введем следующие обозначения:

D_i - номинальный размер после i -го этапа,

Z_i - припуск, удаляемый на i -ом этапе,

Z - общий припуск,

δ_i - необходимый промежуточный допуск после i -го этапа,

$Z_{i \min}$ - минимальный необходимый припуск на i -ом этапе.

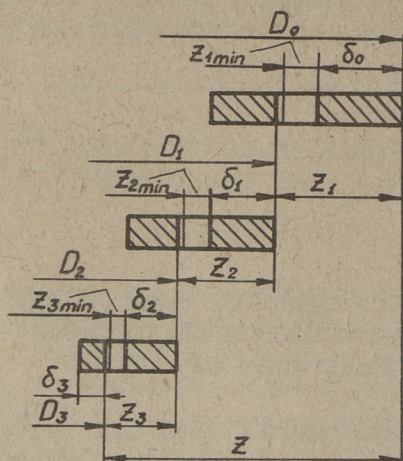
Основные взаимосвязи между этими величинами показаны на фиг. 1, из которой следует:

$$Z = |D_0 - D_n| = \sum_{i=1}^n |D_{i-1} - D_i| = \sum_{i=1}^n Z_i, \quad (I)$$

где i - номер этапа, причем $i = 0$ соответствует заготовке, а $i = n$ - готовой детали.

Для каждого этапа нижний предел припуска определяется

$$Z_{i \min} + \delta_{i-1} \leq Z_i.$$



Фиг. 1. Связи между номинальными размерами, припусками на обработку и промежуточными допусками

При этом каждый этап обработки дает некоторое уточнение размеров. Введем понятие перепада погрешностей (или просто перепада):

$$\tau_i = \delta_{i-1} - \delta_i.$$

Суммарный перепад определяется:

$$\tau = \delta_0 - \delta_n = \sum_{i=1}^n \tau_i. \quad (2)$$

С каждым этапом связаны некоторые затраты $C_i(\tau_i, \delta_i, z_i)$, зависящие от требуемого перепада τ_i на данном этапе, от требуемой точности обработки δ_i и от величины удаляемого припуска z_i .

Общая себестоимость обработки определяется, как сумма себестоимостей отдельных этапов:

$$C(\tau, z) = \sum_{i=1}^n C_i(\tau_i, \delta_i, z_i). \quad (3)$$

Задачей технолога является определить значения припусков z_i и перепадов τ_i для $i = 1, 2, \dots, n$ так, чтобы получить требуемый допуск δ_n с минимальными суммарными затратами на обработку. По ходу решения необходимо прове-

речь обоснованность каждого первоначально выбранного этапа, т.е. выяснить необходимость числа этапов.

Назовем сформулированную задачу исходной. При решении этой задачи необходимо учитывать двусторонние связи отдельных этапов:

1. зависимость минимальных необходимых припусков $Z_{i \min}$ и целесообразных промежуточных допусков δ_i от элементов режима обработки на предшествующем $i-1$ -ом этапе;

2. зависимость текущего значения размера D_i от параметров последующих этапов

$$D_i = D_n \pm \left(Z - \sum_{j=1}^i Z_j \right), \quad (4)$$

где знак "+" соответствует охватываемым размерам, а знак "-" охватываемым.

При фиксированной величине Z можно вывести схему решения, используя принцип оптимальности динамического программирования [1].

Обозначим через $f_N(\tau, Z)$ ожидаемые минимальные затраты от N -этапного процесса, которые согласно принципу оптимальности определяются:

$$\begin{aligned} f_N(\tau, Z) &= \min [C_N(\tau_N, \delta_N, Z_N) + f_{N-1}(\tau - \tau_N, Z - Z_N)]; \\ 0 &\leq \tau_N \leq \tau \\ Z_{N \min} + \delta_{N-1} &\leq Z_N \leq Z \\ f_1(\tau, Z) &= C_1(\tau_1, \delta_1, Z_1). \end{aligned} \quad (5)$$

Для полного решения исходной задачи в дальнейшем предполагается, что кроме интервала

$$Z_{i \min} + \delta_{i-1} \leq Z_i \leq Z$$

промежуточный припуск Z_i может иметь также значение $Z_i = 0$, которое соответствует отсутствию обработки на i -ом этапе.

Формулы (5) выражают основное рекуррентное соотношение для решения исходной задачи при фиксированном значении общего припуска Z . Текущее значение размера при этом определяется выражением (4).

При определенном методе производства заготовки суммарный период τ задан. Величина общего припуска Z заранее неизвестна и, как было указано, зависит от числа и параметров этапов. По опыту технолог может, однако, приблизительно оценить пределы возможных значений припуска

$$\underline{Z} \leq Z \leq \bar{Z}, \quad (6)$$

где \underline{Z} и \bar{Z} - минимальное и максимальное значение припуска.

Величине Z нужно присвоить такое значение Z^* из интервала (6), которое минимизирует суммарные затраты т.е.

$$f_n(\tau, Z^*) = \min f_n(\tau, Z). \quad (7)$$

$$\underline{Z} \leq Z \leq \bar{Z}$$

Если по ходу решения при некоторых значениях Z из интервала (6) выяснится, что

$$Z \leq \sum_{i=1}^n (z_{i \min} + \delta_{i-1}),$$

то $f_n(\tau, Z)$ присваивается некоторое достаточно большое значение, которое указывает на недостаточность принятого общего припуска Z .

Обычно размеры заготовки могут иметь лишь некоторые дискретные значения, следовательно, и Z может иметь дискретные значения в интервале (6). Наилучшей схемой [2] для решения задачи (7) является "поиск экстремума методом Фибоначчи", обеспечивающим определение Z^* минимальным числом шагов.

На каждом этапе решения задач оптимизации (5) и (7) при фиксированных τ_i и Z_i производится определение скорости резания V_i и подачи S_i из условия:

$$C_i(\tau_i, \delta_i, z_i) = \min S_i(v_i, s_i, z_i, \delta_i),$$

$$(v_i, s_i) \in \Omega_i(v_i, s_i, \delta_i, \tau_i, z_i)$$

где Ω_i - допустимое множество режимов обработки на данном этапе [3]. Зависимость $S_i(v_i, s_i, z_i, \delta_i)$ задается выражением (8).

Схему решения исходной задачи можно представить в следующем виде:

I - выбор значений z из интервала (6) по схеме решения задачи (7);

II - определение числа этапов, распределение суммарного перепада τ и выбранного общего припуска z между этапами;

III - оптимизация элементов режима резания для каждого этапа.

По результатам решений определяют z^* , обеспечивающий минимальные суммарные затраты на обработку.

Алгоритмы решения задач пунктов I и II описаны в [2] и [1] соответственно и здесь не приводятся.

По оптимизации скорости резания v_i и подачи s_i опубликовано много работ, например [3] и [4] и др. Чтобы избежать завышенных результатов, в эти методы необходимо внести поправку, учитывающую колебания условий обработки. Из фиг. I следует, что действительная глубина резания для i -го этапа может колебаться в пределах от $z_{i \min}$ до $z_{i \min} + \delta_{i-1} + \delta_i$. По данным работы [7] колебание твердости обрабатываемого материала может достигать 20-25% от номинальной.

Таким образом можно говорить для каждого этапа лишь о минимизации затрат в среднем и об удовлетворении ограничений по мощности, моменту и т.д. с некоторой, наперед заданной достоверностью. Для решения этой задачи необходимо знание функции распределения показателей режима резания - мощности, силы резания, стойкости инструмента и т.д. Таких данных пока мало. Пользуясь теорией вероятностей, можно математическое ожидание используемых показателей выразить в виде функции от математического ожидания аргумента:

$$M[f(x)] \approx f[M(x)].$$

Последнее соотношение дает хорошее приближение, если используемая функция $f(x)$ мало изменяется внутри той области, в которой сосредоточена большая масса вероятностей.

За математическое ожидание глубины резания при симметричном законе распределения можно принять ее среднее значение:

$$t_{i\text{cp}} = \frac{z_i + \delta_i}{2}$$

Учитывая это, можем записать себестоимость обработки на данном этапе:

$$S_i(v_i, s_i, z_i, \delta_i) = \begin{cases} t_{\text{рез}i} E_i + \frac{t_{\text{рез}i} \Xi_i}{T_i(v_i, s_i, t_{i\text{cp}})} + t_{bi} A_i + G(t_{i\text{cp}}) \sigma & \text{если } z_i \neq 0, \\ 0 & \text{если } z_i = 0, \end{cases} \quad (8)$$

- где $t_{\text{рез}i}$ - время резания;
 E_i - себестоимость минуты резания;
 $T_i(v_i, s_i, t_{i\text{cp}})$ - среднее значение времени стойкости инструмента;
 Ξ_i - затраты, связанные с эксплуатацией инструмента за период его стойкости;
 t_{bi} - вспомогательное время;
 A_i - себестоимость вспомогательного времени;
 $G(t_{i\text{cp}})$ - средний вес удаляемого припуска;
 σ - заготовительная цена материала за вычетом стоимости отходов.

Выбранный режим резания должен удовлетворять ряд технических и организационных ограничений [4], [3].

Эти условия должны быть удовлетворены для всех деталей обрабатываемой партии, в том числе и для деталей, имеющих максимальную твердость $HВ_{\text{max}}$ и максимальную глубину резания

$$t_{i\text{max}} = z_i + \delta_i \quad (9)$$

Из приведенного следует, что в ограничениях должны быть использованы $t_{i\text{max}}$ и $HВ_{\text{max}}$ вместо средних значений, используемых при расчете себестоимости обработки. В остальном решение задачи оптимизации элементов режима резания соответствует приведенным в [3].

При решении конкретных задач объем вычислений может быть существенно уменьшен. Приведем несколько примеров:

1. В большинстве случаев крупносерийного и массового производства обычно обеспечивается использование минимальных необходимых припусков. Величина общего припуска определяется:

$$z = \sum_{i=1}^n (z_{i \min} + \delta_{i-1}).$$

Если при этом жесткость детали в процессе обработки изменяется мало, то можем уменьшить и размерность многошаговой задачи. Основное рекуррентное соотношение запишется

$$f_N(\tau) = \min [C_N(\tau_N, \delta_N, z_{N \min} + \delta_{N-1}) + f_{N-1}(\tau - \tau_N)];$$

$$0 \leq \tau_N \leq \tau$$

$$f_1(\tau) = C_1(\tau_1, \delta_1, z_{1 \min} + \delta_0).$$

Необходимость в поиске минимума по выражению (7) отпадает, вследствие отсутствия так называемого "избыточного" материала. При этом постановка задачи по определению режимов резания не изменяется.

2. В мелкосерийном и серийном производстве методы получения заготовок часто определяют и величину общего припуска Z . При этом обычно

$$z > \sum_{i=1}^n (z_{i \min} + \delta_{i-1}).$$

Если заданы перепады и число этапов обработки, то получим задачу, рассмотренную в [5] и [6].

Вследствие фиксированного Z , необходимость в зависимости (7) отпадает. Учитывая, что перепады заданы, основное рекуррентное соотношение выражается:

$$f_N(Z) = \min [C_N(\tau_N, \delta_N, Z_N) + f_{N-1}(Z - Z_N)];$$

$$z_{N \min} + \delta_{N-1} \leq Z_N \leq Z$$

$$f_1(Z) = C_1(\tau_1, \delta_1, Z_1).$$

Постановка одношаговой задачи по определению режимов резания также не изменяется.

3. Если, как и в предыдущем примере, общий припуск Z задан, но перепады и число этапов обработки не зафиксированы, то основное рекуррентное соотношение совпадает с выражением (5). Необходимость в поиске минимума (7), как и в предыдущих примерах, отпадает.

Изложенная методика дает возможность учета существующих взаимосвязей технологического процесса механической обработки и обеспечивает с точностью соответствующих технологических зависимостей требуемое качество с минимальной себестоимостью обработки.

Ввиду большого объема вычислений внедрение изложенной методики возможно только с применением средств вычислительной техники.

Она может быть использована и в системе автоматического проектирования технологических процессов.

Л и т е р а т у р а

1. Р. Беллман, С. Дрейфус. Прикладные задачи динамического программирования, Изд-во "Наука", Москва, 1965.

2. В.И. Губов и др. Промышленная кибернетика, справочник, "Науково Думка", Киев, 1966.

3. Э.Х. Тыугу. Вычисление оптимальных режимов резания методом поиска, сб. научно-техн.ст., НИС ЭТИ, вып. I., Электротехника, ЦБТИ СНХ ЭССР, 1965.

4. Г.К. Горанский. Расчет режимов резания при помощи электронно-вычислительных машин, Госиздат БССР, Минск, 1963.

5. Э.Х. Тыугу, Ю.Н. Шарашкин. Распределение припуска по проходам, сб. научно-техн.ст. НИС ЭТИ, вып. 6, "Энергия", Москва, 1967.

6. Г.Н. Левин, П.Л. Розенталь. К задаче о наиболее выгоднейшем распределении нагрузки между технологическими переходами. АН БССР, Институт техн.кибернетики, сб. "Вычислительная техника в машиностроении", Минск, 1967.

7. П.А. Короблев. Точность на металлорежущих станках в приборостроении. Изд-во "Машгиз", Москва, 1962.

R.Küttner

To the Question of Determining the Most
Advantageous Parametres of the Multistep
Machining Process

Summary

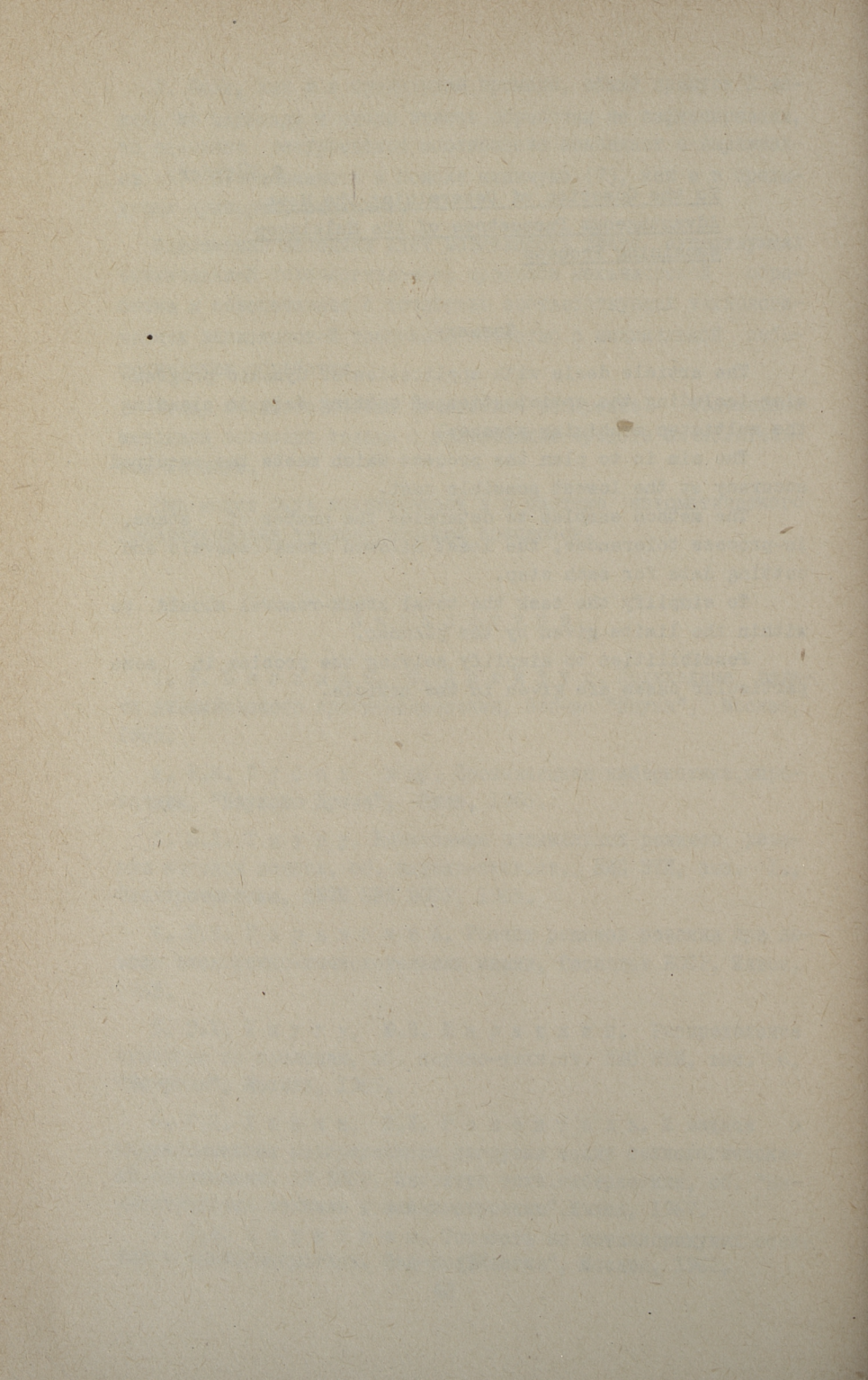
The article deals with application of dynamic programming including the optimisation of cutting data in planning the multistep machining process.

The aim is to plan the process which meets the required accuracy at the lowest possible cost.

The method enables to determine the number of steps, in-process tolerances, the least allowed stock-removals and cutting data for each step.

To simplify the task the total stock-removal should be within the limits given by the planner.

Possibilities to simplify solving the problem in some particular cases are given in the article.



УДК 621.882.061:678.5

В.В. Менг, В.И. Стрижак

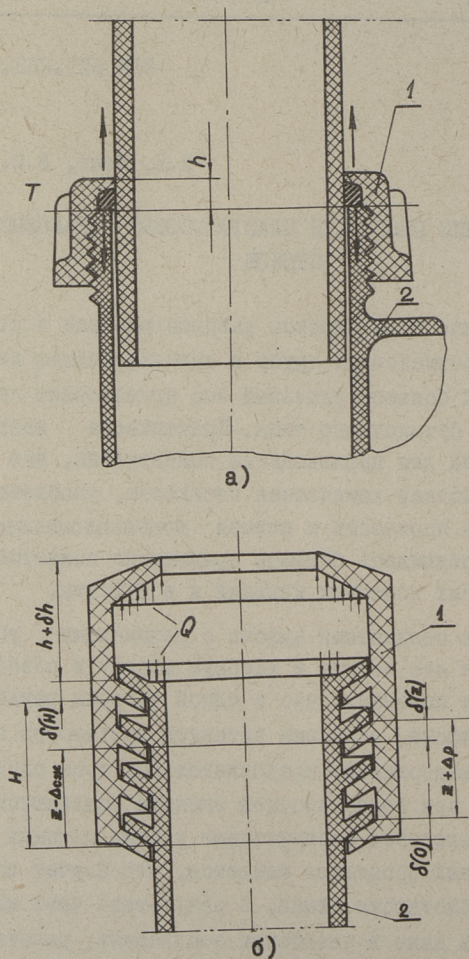
АНАЛИЗ ПЛОТНОСТИ ПЛАСТМАССОВЫХ РЕЗЬБОВЫХ СТЫКОВ

В последние годы широкое распространение в строительстве нашли пластмассовые трубы и сантехнические изделия. Среди последних большой удельный вес принадлежит полиэтиленовым сифонам бутылочного типа. Практически неограниченная сырьевая база для производства полиэтилена, его литейные качества, высокая химическая стойкость, удовлетворительная механическая прочность и низкая водопоглощаемость дают основание предвидеть большое применение полиэтиленовых сифонов и других подобных изделий и в будущем.

Резьбовые соединения сифона с резиновыми уплотнениями обеспечивают его легкую и удобную сборку и разборку. Опыт эксплуатации показал, что с одной стороны резьбовые соединения сифона, если они затянуты достаточно плотно, вполне надежно выдерживают продолжительный срок службы, с другой стороны при недостаточной затяжке появляются течи. Кроме того, в процессе эксплуатации усилие затяжки вследствие релаксационных процессов меняется, что влечет за собой уменьшение плотности стыка, в результате чего может возникнуть течь даже в резьбовом соединении, работающем удовлетворительно первое время.

Чтобы найти необходимую величину предварительной затяжки, гарантирующей надежную длительную работу резьбового стыка, необходимо решить задачу о перемещениях в резьбовом соединении, а также о ползучести и релаксации деталей, вхо-

дящих в узел. Ниже излагается приближенное решение поставленной задачи.



Фиг. 1. Резьбовое соединение сифона (а)
и его расчетная схема (б)

На фиг. I (а) показано одно из резьбовых соединений сифона, а на фиг. I (б) представлена его расчетная схема.*) При анализе работоспособности резьбового стыка будем условно считать, что в течение некоторого промежутка времени $\Delta\tau$ на резьбовое соединение и на резиновую прокладку будет действовать постоянная нагрузка, а в части гайки высотой h будут протекать релаксационные процессы при постоянной деформации $\delta(h)$.

Для определения перемещений в резьбовом соединении составим условие совместности деформаций для части его высотой z [I]. Под действием нагрузки Q тело гайки I растянется на Δ_p , тело резьбовой части сифона сожмется на $\Delta_{сж}$, а прогибы витков в нулевом сечении и на высоте z будут соответственно $\delta(0)$ и $\delta(z)$. Из схемы фиг. I (б) следует, что

$$\begin{aligned} (z + \Delta_p) + \delta(0) &= (z - \Delta_{сж}) + \delta(z) && \text{или} \\ \Delta_p + \Delta_{сж} &= \delta(z) - \delta(0). && (1) \end{aligned}$$

Представим уравнения ползучести степенными функциями:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{сж} &= A_1 \sigma_1^{m_1} \tau^{n_1}, \\ \varepsilon_p &= A_2 \sigma_2^{m_2} \tau^{n_2}, \\ \delta &= s B q^u \tau^v, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

- где ε_p и $\varepsilon_{сж}$ - относительные полные деформации ползучести при сжатии и растяжении, включающие упругие части деформаций,
 δ - абсолютная деформация прогиба витков при ползучести, включающая упругую часть деформации,
 σ_1 и σ_2 - напряжения сжатия и растяжения в теле, соответственно, болта и гайки,
 q - осевая нагрузка, приходящаяся на единицу длины резьбового соединения

*) Остальные резьбовые соединения сифона работают принципиально в подобных условиях.

(вследствие неравномерности распределения осевой нагрузки в резьбовом соединении

$$\int_0^H q_z(z) dz = Q,$$

где H - длина свинчивания)

τ - время действия нагрузки,

$A_1, m_1, n_1, A_2,$
 m_2, n_2, B, u, v - эмпирические коэффициенты, зависящие от физико-механических свойств пластмасс и геометрии резьбы

На основании уравнений (2) условие совместности деформаций можно представить как

$$A_1 \tau^{n_1} \int_0^z \sigma_1^{m_1}(z) dz + A_2 \tau^{n_2} \int_0^z \sigma_2^{m_2}(z) dz = s B \tau^v [q^u(z) - q^u(0)]. \quad (3)$$

Примем, что распределение осевой нагрузки $q_z(z)$ при длительном нагружении, так же, как и при кратковременном [1], будет подчиняться закону гиперболического косинуса

$$q_z(z) = \frac{Q \cdot m}{sh(mH)} ch(mz). \quad (4)$$

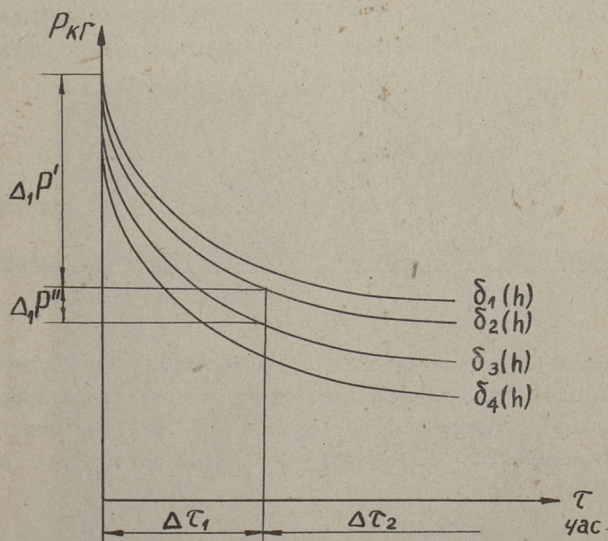
Тогда после дифференцирования уравнения (3) по z с учетом уравнения (4) функцию m можно будет выразить как*

$$m = \sqrt[4+1]{\frac{1}{s B u} \left(\frac{A_1}{F_1^{m_1}} \tau^{n_1-v} \cdot Q^{m_1-u} + \frac{A_2}{F_2^{m_2}} \tau^{n_2-v} \cdot Q^{m_2-u} \right)}. \quad (5)$$

Зная m , можно по уравнению (4) вычислить нагрузку $q_z(H)$ для $z = H$ и найти из уравнения $\delta = s B q^u \tau^v$ прогиб опорных витков $\delta(H)$ через время $\Delta \tau$, после начала работы резьбового соединения. Тогда изменение прогиба за время $\Delta \tau$ будет $\delta_I(H) - \delta_0(H)$, где $\delta_0(H)$ упругий прогиб опорных витков в начальный момент работы резьбового соединения после затяжки, который можно найти, решая задачу об упругих перемещениях в резьбе [1].

* Данное решение допустимо, если в соединении находятся несколько витков резьбы и $ch(mH) \approx 1$.

Дополнительное сжатие резиновой прокладки за время $\Delta\tau_1$ вследствие ползучести $\delta_I(l)$ можно определить по экспериментальным кривым ползучести. С другой стороны, на основании сделанных допущений, за время $\Delta\tau_1$ в результате релаксационных процессов^{*)} в части гайки высотой h усилие затяжки уменьшится на $\Delta_1 P'$. Если же считать, что за время $\Delta\tau_1$ деформация в этой части гайки за счет прогиба опорных витков и сжатия резиновой прокладки уменьшилась на $[\delta_I(H) - \delta_0(H)] + \delta_I(l)$, то можно по кривым релаксации определить дополнительное уменьшение нагрузки $\Delta_1 P''$ (фиг.2), если считать, например, что $[\delta_I(H) - \delta_0(H)] + \delta_I(l) = \delta_3(H) - \delta_2(H)$. Тогда в начале нового периода $\Delta\tau_2$ на резьбовое соединение будет уже действовать нагрузка $P_0 - (\Delta_1 P' + \Delta_1 P'')$, где P_0 - начальное усилие затяжки.



Фиг. 2. Кривые релаксации для части гайки высотой h .

^{*)} Кривые релаксации могут быть построены графически по экспериментальным кривым ползучести, найденным для части гайки высотой h .

Аналогично рассуждая для периода ΔT_2 , можно найти уменьшение усилия затяжки ($\Delta_2 P' + \Delta_2 P''$). Повторяя перерасчет n раз, можно найти остаточное усилие затяжки $P_0 - \sum_1^n (\Delta_n P' + \Delta_n P'')$ в конце заданного срока службы и сравнить его с допустимым экспериментальным усилием затяжки, гарантирующим плотность резьбового стыка.

Л и т е р а т у р а

И. И. А. Б и р г е р. Расчет резьбовых соединений. Оборонгиз, 1959.

V.V. Meng, V.I. Strizhak

Analysis of the Tightness in a Plastic-Threaded Joint

Summary

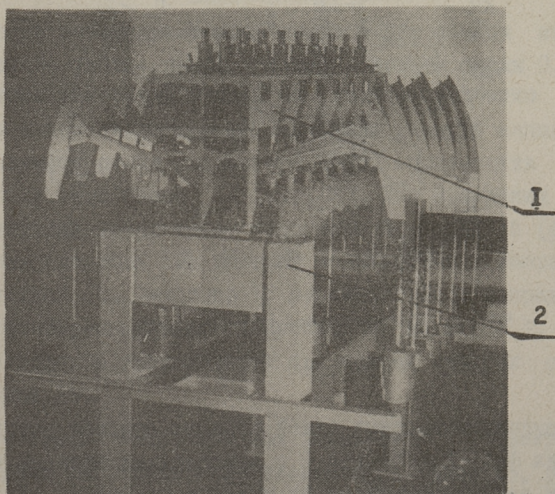
The tightness of a prestressed plastic-threaded joint is analysed. A residual tightening force is determined approximately. A load redistribution between the fillets due to creep and relaxation in the threaded joint parts is taken into consideration.

620.I.052.5:[62I.882:678.5]

В.В. Менг, В.И. Стрижак

ОПЫТНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ
ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ПЛАСТМАССОВЫХ РЕЗЬБОВЫХ
СОЕДИНЕНИЯХ ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ НАГРУЖЕНИИ

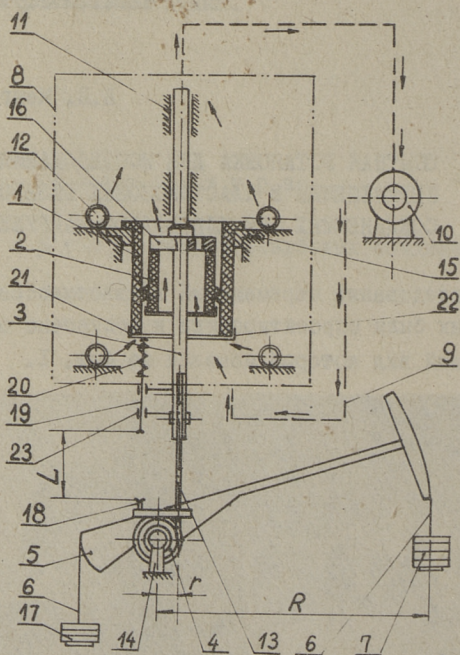
Для исследования перемещений в пластмассовых резьбовых соединениях была спроектирована и построена опытная установка, общий вид которой показан на фиг. 1.



Фиг. 1. Общий вид опытной установки

Габариты установки: высота - 1680 мм, длина - 1400 мм, ширина - 1200 мм. Установка состоит из стенда 1, сварной рамы 2 и системы для перемещения теплоносителя (воздуха) при

испытаниях в условиях повышенных температур. Теплоизоляция и система для перемещения теплоносителя на фиг. 1 не показаны. На стенде одновременно можно установить 15 пар (образец с наружными витками и образец с внутренними витками) испытываемых образцов. Позиции расположены в два ряда в шахматном порядке. Максимальная нагрузка на образцы 700 кг.



Фиг. 2. Принципиальная схема опытной установки

Принципиальная схема одной позиции опытной установки показана на фиг. 2. Образец I с внутренними витками опирается своим верхним буртиком на сменное кольцо 15. У двухплечего рычага 5, закрепленного на барабане 4, концы выполнены по радиусу, с центрами на оси вращения барабана, для обеспечения постоянной нагрузки. Грузы 7, подвешиваемые на длинное плечо рычага, создают нагрузку на образцы, а грузы 17 уравнивают сам рычаг. Грузы стальные, в форме дисков,

весом 2000 ± 1 Г, 1000 ± 1 Г, и 500 ± 1 Г, подвешиваются на стальных тросиках 6. Передаточное отношение рычага равно $R:r = 20$. Ось барабана 4 установлена на шарикоподшипниковой опоре 14. Нагрузка на образцы передается посредством тросика 13, диаметром 3,5 мм, ролика и оси, закрепленной на штоке, штока 3 и сменной втулки 16. Шток 3 перемещается в цилиндрических направляющих 11. Тросик 13 на барабане укладывается в два витка в направляющие канавки и крепится винтами при помощи трех прижимных планок. Длина тросика 13 может регулироваться. Рычаг 5 имеет возможность поворачиваться на 20° вокруг оси вращения, что при радиусе барабана 31 мм дает штоку 3 возможность перемещаться на ~ 10 мм. Для обеспечения соосности всех деталей позиции предусмотрен монтажный шток, который одним концом устанавливается в направляющие 11, а другим калиброванным концом в калиброванное отверстие в опоре барабана 14. После центровки опора барабана закрепляется неподвижно.

Измерение перемещений производится при помощи индикатора часового типа с ценой деления основной шкалы 0,01 мм и интервалом измерений $0 \div 10$ мм. Индикатор жестко смонтирован в специальную оправку. Применяя сменные наконечники на подвижном штоке индикатора, можно производить измерения с различной базой L (фиг. 2). Для измерения индикатор устанавливается между неподвижной опорой 18 (фиг. 2) и подвижным стержнем 19, который поджимается к упорной шайбе 21 пружиной 20. Стержень 19 перемещается в направляющих втулках 23, неподвижно закрепленных на штоке 3. Измерение перемещений производится при помощи четырех стальных стержней 19.

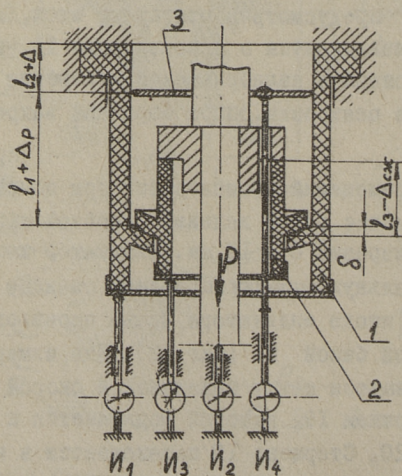
Для проведения испытаний при повышенной температуре предусмотрены нагревательные элементы 12 (фиг. 2), расположенные в верхней части установки, где находятся испытываемые образцы 1 и 2, и теплоизоляция 8. Равномерный обогрев обеспечивается циркуляцией воздуха. Теплоизоляционная часть установки соединяется при помощи гибких дюритовых шлангов 9 с коллектором 10, в корпусе которого установлен вентилятор. Движение теплоносителя показано на фиг. 2 стрелками.

На установке производятся измерения перемещений в пластмассовом резьбовом одновитковом (виток в виде кольца) и многовитковом соединении со стандартной резьбой при длительном действии нагрузки.

Схема работы одновитковых образцов и система измерений показана на фиг. 3.

Обозначим:

- *
- Δ - суммарные деформации на участке l_2 ,
 - Δ_p - деформация растяжения гайки на участке l_1 ,
 - $\Delta_{сж}$ - деформация сжатия болта на участке l_3 ,
 - δ - суммарный прогиб витков гайки и болта.



Фиг. 3. Схема одновиткового резьбового соединения

Разность отсчетов по индикаторам $И_1, И_2, И_3, И_4$ до нагружения и после нагружения даст нам деформации $\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3$ и Δ_4 соответственно, где:

* Для измерения перемещений в верхней части образца I (фиг. 3, 4) за счет изгиба, среза и смятия буртика, а также растяжения на переходном участке l_2 предусмотрена специальная шайба 3, которая удерживалась в образце с помощью выступов.

$$\begin{aligned}\Delta_1 &= \Delta + \Delta_p, \\ \Delta_2 &= \Delta + \Delta_p + \Delta_{сж} + \delta, \\ \Delta_3 &= \Delta + \Delta_p + \delta, \\ \Delta_4 &= \Delta.\end{aligned}$$

Отсюда можно определить деформации растяжения, сжатия и прогиба следующим способом:

$$\begin{aligned}\Delta_p &= \Delta_1 - \Delta_4, \\ \Delta_{сж} &= \Delta_2 - \Delta_3, \\ \delta &= \Delta_3 - \Delta_1.\end{aligned}$$

По данным Δ_p , $\Delta_{сж}$ и δ можно определить коэффициенты в эмпирических уравнениях, связывающих напряжение, деформацию ползучести и время:

$$\left. \begin{aligned}\varepsilon_p &= f(\sigma, \tau), \\ \varepsilon_{сж} &= f(\sigma, \tau), \\ \delta &= f(\sigma, \tau).\end{aligned} \right\} \quad (1)$$

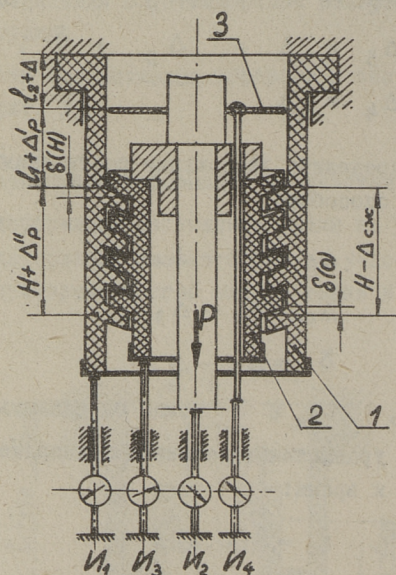
Схема работы многовитковых образцов и система измерений показана на фиг. 4.

Обозначим:

- H — длина свинчивания,
- Δ'_p — деформация растяжения гайки на участке l ,
- Δ''_p — деформация растяжения гайки на участке H ,
- $\Delta_{сж}$ — деформация сжатия болта на участке H ,
- $\delta(0)$ — суммарный прогиб I-го витка болта и гайки,
- $\delta(H)$ — суммарный прогиб n -го витка болта и гайки.

В результате измерений, как и в случае с **одновитковыми образцами**, получаем деформации Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 и Δ_4 , где:

$$\begin{aligned}\Delta_1 &= \Delta + \Delta'_p + \Delta''_p, \\ \Delta_2 &= \Delta + \Delta'_p + \delta(H),\end{aligned}$$



Фиг. 4. Схема многовиткового резьбового соединения

$$\Delta_3 = \Delta + \Delta'_p + \Delta''_p + \delta(0);$$

$$\Delta_4 = \Delta.$$

Отсюда можем получить деформации:

$$\left. \begin{aligned} \delta(0) &= \Delta_3 - \Delta_1, \\ \delta(H) - \Delta''_p &= \Delta_2 - \Delta_1, \\ \Delta''_p + \delta(0) - \delta(H) &= \Delta_3 - \Delta_2. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Полученные результаты (2) можно сопоставить с расчетными перемещениями, найденными с помощью зависимостей (I), на основе решения задачи о совместности деформаций [1,2].

Л и т е р а т у р а

1. И.А. Б и р г е р. Расчет резьбовых соединений. Оборонгиз, 1959.

2. В.В. М е н г, В.И. С т р и ж а к. Анализ плотности пластмассовых резьбовых стыков. Труды ТПИ, серия А, № 271, 1969.

V.V. Meng, V.I. Strizhak

Testing Device of the Shifts in the Plastic-Threaded Joints under Long-Term Load

Summary

A description of the multiposition testing device and a method of measuring of shifts in the plastic-threaded joint under long-term static load both at normal and higher temperatures is given.

УДК 621.643.29.001.11+539.376

В.И. Стрижак

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ПЛАСТМАССОВЫХ
РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЯХ

Резьбовые соединения очень широко используются в качестве разъемных соединений трубопроводов из пластмасс. В качестве материала для труб, а следовательно и для деталей резьбового стыка большое применение находят термопласты, такие, как полиэтилен, полипропилен, поливинилхлорид и другие. Известно, что под нагрузкой эти материалы обладают ярко выраженными ползучестью и релаксацией, которые могут привести к разуплотнению резьбового стыка через некоторое время. Поэтому большой интерес представляет определение перемещений элементов резьбового стыка и выявление закономерностей их во времени.

Перемещения элементов резьбового соединения зависят от приложенной нагрузки, характера распределения её по высоте свинчивания и механических свойств материалов деталей соединения. Расчет резьбовых соединений в упругой области подробно представлен в работах [1, 2]. Расчету резьбовых соединений из металлов, работающих в условиях высоких температур с учетом ползучести посвящены работы [3-5]. Методов расчета резьбовых соединений из пластмасс с учетом фактора времени в настоящее время в литературе нет.

В работе [6] в основу исследования положено условие совместности деформаций болта и гайки в перемещениях [1]. Полные относительные деформации при растяжении, сжатии и прогибе элементов резьбового соединения, входящие в условие

совместности деформаций и выражающиеся степенными функциями [6], могут быть определены из длительных испытаний резьбовых образцов на специальной опытной установке [7]. Эмпирические коэффициенты, входящие в уравнения ползучести, могут быть получены на основании обработки опытных данных. Наиболее достоверными являлись бы данные, полученные из опытов продолжительностью равной сроку службы реальных деталей (срок службы трубопроводов из пластмасс 30-50 лет), однако, такие опыты трудоёмки и дороги. Поэтому при расчете деталей на большой срок службы необходимо использование данных сравнительно коротких испытаний путем их экстраполяции. Лучшие результаты при экстраполяции получаются, если опытные точки укладываются на прямой в какой-либо системе координат. Часто используют полулогарифмическую или логарифмическую сетку [8].

На фиг. 1 показаны кривые ползучести растяжения гайки, сжатия болта и прогиба витка резьбы с профилем Уп.50x3 по ГОСТ 10177-62 в логарифмической сетке, полученные из опытов на одновитковых образцах из ПНД.

Видно, что опытные точки хорошо укладываются на прямую, причем для одного вида деформации прямые, получающиеся при различных напряжениях, параллельны между собой. Это значит, что в рассматриваемом интервале времени существуют зависимости:

$$\varepsilon_{сж} = K_1 \tau^{n_1} ; \quad \varepsilon_p = K_2 \tau^{n_2} \quad \text{и} \quad \delta = K_3 \tau^v.$$

Коэффициенты n_1 , n_2 и v определяются как тангенсы углов α_1 , α_2 и α_3 соответственно. Коэффициенты K_1 , K_2 и K_3 зависят от напряжений и определяются из соотношений [9]:

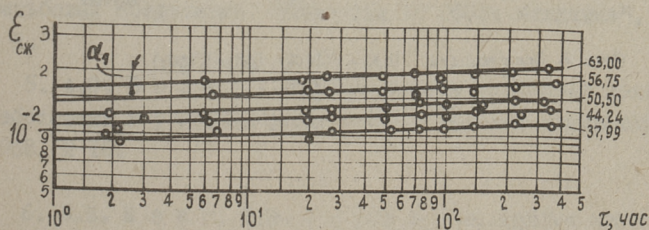
$$\lg K_1 = \lg \varepsilon_{сж} - n_1 \lg \tau, \quad \lg K_2 = \lg \varepsilon_p - n_2 \lg \tau \quad \text{и} \quad \lg K_3 = \lg \delta - v \lg \tau.$$

Величины K_1 , K_2 и K_3 можно определить и из графика фиг. 1, как деформация за 1 час (в точке пересечения прямой с осью ординат). На фиг. 2 показаны зависимости $\lg K_1 = f(\lg \sigma_1)$,

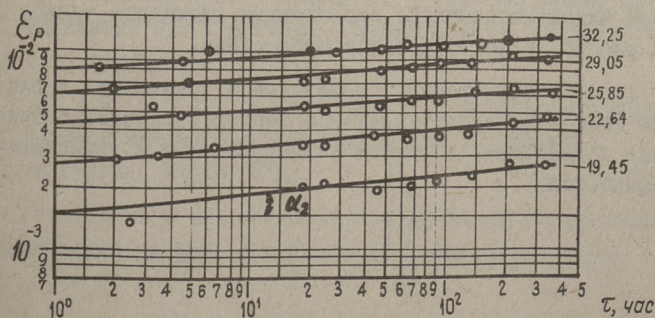
$\lg K_2 = f(\lg \sigma_2)$ и $\lg K_3 = f(\lg q)$. Здесь также точки укладываются на прямую, следовательно $K_1 = A_1 \sigma_1^{m_1}$, $K_2 = A_2 \sigma_2^{m_2}$ и $K_3 = SB q^u$ (обозначения см. [6]). Коэффициенты A_1 , A_2 , SB , m_1 , m_2 и u определяются аналогично.



а) Кривые ползучести для прогиба витка пружины на кривых - интенсивность осевой нагрузки q в кГ/мм

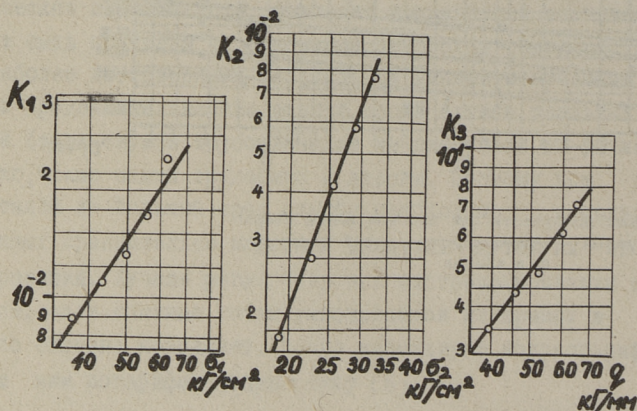


б) Кривые ползучести для сжатия болта. Цифры на кривых - напряжение в кГ/см



в) Кривые ползучести для растяжения тела гейки. Цифры на кривых - напряжение в кГ/см²

Фиг. 1.



Фиг. 2. Зависимости $\lg K_1 = f(\lg \sigma_1)$, $\lg K_2 = f(\lg \sigma_2)$
и $\lg K_3 = f(\lg q)$.

Принимая распределение осевой нагрузки по виткам резьбы при длительном нагружении по закону гиперболического косинуса [1], считая, что коэффициент $m = f(\tau)$, можем, используя выражение (5) [6], определить нагрузку на самый нагруженный виток соединения, перемещения элементов резьбы и оценить работоспособность резьбового стыка.

Этот способ определения перемещений и временных характеристик дает возможность получить данные, максимально приближенные к реальным, с учетом конструктивных и технологических факторов.

Л и т е р а т у р а

1. И.А. Б и р г е р. Расчет резьбовых соединений. Обorongиз, 1959.
2. E. P o l a n d. Gewindelastverteilung in der Schrauben-Muttern-Verbindung. Konstruktion, 1967, 19, Nr. 9, 345-350.
3. А.С. В о л ь ф с о н. Распределение нагрузки по виткам резьбы в состоянии установившейся ползучести. В сб. "Ползучесть и длительная прочность", Новосибирск, изд-во СО АН СССР, 1963.
4. А.С. В о л ь ф с о н. Неустановившаяся ползучесть резьбовых соединений. "Известия АН СССР. Механика", 1965, № 2.
5. А.С. В о л ь ф с о н. К расчету резьбовых соединений, работающих в условиях ползучести. "Вестник машиностроения", 1968, № 10.
6. В.В. М е н г, В.И. С т р и ж а к. Анализ плотности пластмассовых резьбовых стыков. Труды ТПИ, серия А, № 271, 1969.
7. В.В. М е н г, В.И. С т р и ж а к. Опытная установка для исследования перемещений в пластмассовых резьбовых соединениях при длительном нагружении. Труды ТПИ, серия А, № 271, 1969.
8. А.М. Б о р з д ы к а. Методы горячих механических испытаний металлов. ГНТИ литературы по черной и цветной металлургии, Москва 1962.
9. РТМ 44 - 62. Методика статистической обработки эмпирических данных, Издательство стандартов, 1966.

V.I. Strizhak

On Determination of the Shifts in the Plastic
Threaded Joints

Summary

The possibility of expression of creep equations on the shifts of the elements in the plastic threaded joints as power functions and the method of handling of experimental data are considered in the article. The creep curves of the polyethylene ПНД on elongation, compression and bending of threads are given.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

СБОРНИК СТАТЕЙ

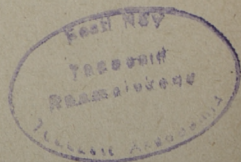
У

Таллинский политехнический институт

Редактор Г. Гроссшмидт

Технический редактор Г. Гришина

Сдано в набор 3/IX 1968. Подписано к печати 14/II 1969.
Бумага 60x90/16. Печ. л. 4,0 + прилож. 0,25. Учетно-изд. л. 3,3
Тираж 500. МВ-00995. Зак. №119
Ротапринт ТПИ, Таллин, Пикк ялг, 14.
Цена 33 коп



Ep.6.7_ TPI

Ep.9176

Toimetised. Seeria A

N 276

Цена 33 коп.