

27/95

7000 STUTTGART 1,  
POSTFACH 508 - HOLZGARTENSTRASSE 16  
HAUPTINGANG: MAX-KADE-WEG  
RUF 20731 - FERNSCHREIBER 07 - 22450

Afanas'jev, V.F.  
(Kand.d.techn.Wissenschaften)

SCHNELLENKEN VON GRAUGUSS

Vestnik mašinostrojenija. Moskva,  
38 (1958), Nr 9, S. 42 - 44.

[Russ.: Skorostnoje zenkerovanije serogo čuguna.]

- (42) Im folgenden werden die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen beschrieben, welchen Einfluß verschiedene Faktoren auf Verschleiß und Standzeit, wie auch auf das Drehmoment und die Vorschubkraft beim Schnellsenken von Grauguss mit der chemischen Zusammensetzung: 2,9 % C; 1,5 % Si; 0,93 % Mn; 0,182 % S und 0,24 % P haben. Die Gußeisenhärte liegt in einem Bereich von 195 bis 215 kg/mm<sup>2</sup>. Die Löcher wurden mit VK8-Hartmetall bestückten Senkern bearbeitet. Die Untersuchungen wurden unter folgenden Bedingungen durchgeführt: Schnittgeschwindigkeit von 6,8 bis 126,1 m/min; Schnitttiefe von 0,5 bis 4,0 mm und Worschub von 0,11 bis 1,6 mm/U.

Die gemachten Erfahrungen gestatten es, folgende optimale Geometrie des Schneidkeils des Senkers zu empfehlen: Haupt-einstellwinkel 45°; Spanwinkel +5°; Freiwinkel 8-10°; Verjüngung auf die Länge der Hartmetallplatte 0,10 mm; Eckenradius an der Verbindungsstelle von zylindrischer Fase und Übergangsschneide 6 mm; Breite der Fase 0,4 mm. Nach entsprechenden Literaturangaben kann man auch einen Einstellwinkel der Übergangsschneide empfehlen, der gleich 30° ist.

Als Abstumpfungskriterium wurde eine Verschleißmarkenbreite an der "hinteren" Schneidkeiloberfläche an der Stelle

des "Kleinen Radius" gewählt, die gleich 1,0-1,2 mm ist. Dieser Abstumpfungswert entspricht der maximalen Standzeit des Werkzeugs und ist technologisch zulässig, weil eine weitere Verschleißsteigerung zu einer beträchtlichen Durchmesseränderung der Löcher und einer Verschlechterung der Güte der zu bearbeitenden Oberfläche führt (Abb. 1).

- (43) Die Untersuchung der Verschleißeigenschaft und -gesetzmäßigkeiten zeigte, daß sich der Senker an den "hinteren" Schneidkeiloberflächen an der Stelle des kleinen Radius (d.h. an der Verbindungsstelle von Übergangsschneide und zylindrischer Fase), an der zylindrischen Fase und am Senkerdurchmesser verschleißt. Wenn man einen Verschleißwert von 1,0-1,2 mm an den "hinteren" Schneidkeiloberflächen erreicht, dann verschleißt sich allmählich der an die Übergangsschneide angrenzende Abschnitt der zylindrischen Fase, der gleich dem Vorschub pro Zahn ist. Dieser Fasenabschnitt hat einen Freiwinkel, der gleich  $0^\circ$  ist, infolgedessen er schabt, was zu intensivem Verschleiß am Senkerdurchmesser führt.

Die Spankanten der Senkerschneidkeile bleiben während des gesamten Ablaufs in gutem Zustand.

Die maximale Standzeit des Senkers beim Bearbeiten von Gußeisen ohne Kühlung erreicht man bei Schnittgeschwindigkeiten in einem Bereich von 50 bis 130 m/min.

Nach einer zur Bestimmung des Einflusses, den der Vorschub auf die Standzeit des Senkers mit Freiwinkeln von 8 und  $16^\circ$  hat, durchgeführten Versuchsreihe wurde eine Tabelle zusammengestellt und ein Diagramm gezeichnet. (Abb. 2).

(Tabelle, siehe Anhang)

Diese Versuche weisen auf die Verschiedenartigkeit hin, wie der Vorschub die Standzeit des Senkers in verschiedenen Vorschubbereichen beeinflusst. Im ersten Bereich ( $s=0,15-0,32$  mm/U) führt eine Vorschubzunahme für einen Senker mit  $\alpha=16^\circ$  zu einer unwesentlichen Standzeitverringerung, wobei die Intensität, mit der der Vorschub die Standzeit beeinflusst, durch den Exponenten 0,48 ausgedrückt wird (siehe Tabelle). Wenn der Vorschub weiter zunimmt, dann zeigt sich dies beträchtlich an einer Verringerung der Standzeit, ausgedrückt durch den Exponenten 2,24. Für einen Senker mit einem Freiwinkel von  $8^\circ$  gibt es einen "kritischen" Vorschub ( $s=0,32$  mm/U): bei einem solchen Vorschub wird die maximale Standzeit erreicht (Abb. 2). Wenn

der Vorschub von 0,15 auf 0,32 mm/U gesteigert wird, dann nimmt die Standzeit eines Senkers mit  $\alpha = 8^\circ$  zu. Wenn der Vorschub von 0,32 auf 1,6 mm/U weiter zunimmt, hat dies einen etwas geringeren Einfluß auf die Standzeitverringerung, verglichen mit einem Senker, bei dem der Freiwinkel gleich  $16^\circ$  ist.

Die Untersuchungen der Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit vom Vorschub, der Schnitttiefe, dem Außendurchmesser und der Anzahl der Senkerschneidkeile beim Bearbeiten von Grauguß ermöglichten es, folgende verallgemeinerte Gleichung über die Schnittgeschwindigkeit aufzustellen:

$$v = \frac{120,8 D^{0,42}}{T^{0,40} S^{0,46} a^{0,16} z^{0,104}} \quad (1)$$

Die gewonnene Formel ist richtig, wenn Grauguß bearbeitet wird, bei dem  $H_B = 210$  5 (ohne Kühlung) ist, wenn mit einem Senker gearbeitet wird, der mit VK8-Hartmetallplatten bestückt ist und der optimale geometrische Kennwerte hat, und wenn die Elemente beim Zerspanen in den Bereichen: Schnittgeschwindigkeit bis 130m/min; Vorschub von 0,32 bis 1,6 mm/U; Schnitttiefe von 0,5 bis 4,0 mm; Senkerdurchmesser von 22 bis 40 mm; Anzahl der Schneidkeile am Senker von 2 bis 8, verändert wird.

Es muß noch angemerkt werden, daß Senker mit der empfohlenen Geometrie des Schneidkeils bei einer geforderten Standzeit von 20 min es ermöglichen, die Schnittgeschwindigkeit, verglichen mit den Normativwerten, um 12-14 % zu erhöhen und mit größeren Vorschüben zu arbeiten als dies durch die Normative empfohlen wird. Dabei entspricht die Güte der bearbeiteten Oberfläche der 4.-5. Klasse (nach GOST<sup>1)</sup> 2789-51), und die Genauigkeit der Löcher der 4. Klasse [1].

Die Zerspanungsbedingungen konnten verbessert werden, weil die Verjüngung am Werkzeug auf die Länge der Hartmetallplatte größer wurde; weil die Verbindungsstelle von Übergangsschneide (44) und zylindrischer Fase (der "kleine Radius") in Form eines Bogens mit einem Radius von 6 mm gestaltet wurde; weil die Breite der zylindrischen Fase verringert wurde; weil die Schnittkanten richtig zugespitzt und abgezogen wurden, was einen ungleichmäßigen Verschleiß der einzelnen Schneidkeile des Senkers

---

1) Staatlicher Unions-Standard

verhindert; letzteres ist ein wesentlicher Grund für den starken Standzeitverlust des Werkzeugs beim Schnellsenken.

Um die Zerspanungsbedingungen festzusetzen, braucht man Angaben zur Bestimmung der Leistung der Werkzeugmaschine. Für die modernen Radialbohrmaschinen ist dies besonders wichtig, da deren Leistung, wie es die Untersuchung gezeigt hat, oft die Zerspanungsbedingungen für das Senken beschränkt. Von uns wurde untersucht, welchen Einfluß die verschiedenen Faktoren auf das Drehmoment und die Vorschubkraft beim Schnellsenken von Grauguß haben. Die Kraftabhängigkeiten wurden unter denselben Bedingungen festgestellt wie die für die Standzeit.

Die Ergebnisse der Untersuchung über die Kraftabhängigkeiten ermöglichten es, verallgemeinerte Formeln zur Bestimmung der Drehmomente und der Vorschubkräfte in folgender Form aufzustellen:

$$M=3,4s^{0,86}a^{0,90}Dz^{0,55}H_B^{0,52}, \quad (2)$$

$$F_V=0,52s^{0,76}a^{0,80}D^{0,25}z^{0,64}H_B^{0,70}. \quad (3)$$

#### L i t e r a t u r

1. Afanas'jev, V.F.: Točnost' i čistota obrabotki serogo čuguna pri skorostnom zenkerovanii (Bearbeitungsgenauigkeit und Oberflächengüte beim Schnellsenken von Grauguß). "Vestnik mašinostrojenija." Moskva, 37 (1957), Nr 4, S. 48-49.

A b b i l d u n g e n

Abbildung 1.

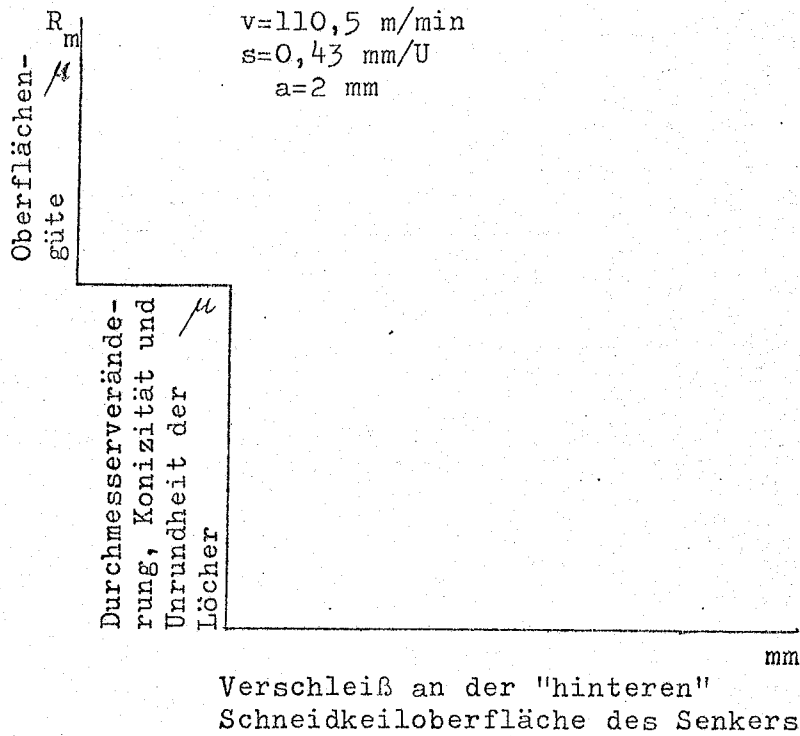


Abb. 1. Einfluß des Verschleißwertes auf die Oberflächengüte und die Genauigkeit der Löcher beim Schnellsenken:

1 - Durchmesserveränderung; 2 - Konizität; 3 - Unrundheit der Löcher.

Abbildung 2.

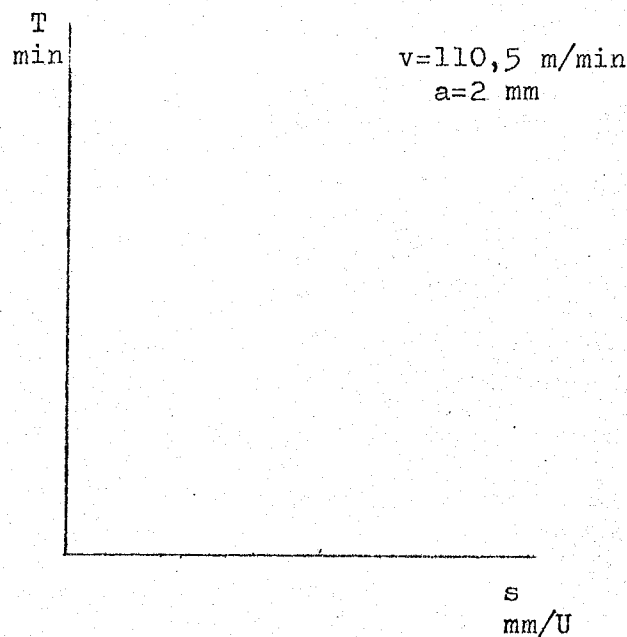


Abb. 2. Abhängigkeit der Standzeit des Senkers vom Vorschub

1 - 1. Vorschubbereich; 2 - 2. Vorschubbereich.

T a b e l l e

Freiwinkel	Vorschubbereich in mm/U	
	bei $s=0,15-0,32$	bei $s=0,32-1,6$
$16^\circ$	$T = \frac{\text{const}}{s} 0,48$	$T = \frac{\text{const}}{s} 2,24$
$8^\circ$	$T = \text{const } s^{0,54}$	$T = \frac{\text{const}}{s} 1,15$

Anmerkungen des Übersetzers:

1. Abbildungen im Original wurden nicht in die Übersetzung übernommen. Die Texte der Abbildungen sind an den Übersetzungstext angehängt.
2. Bezeichnungen innerhalb der Abbildungen sind mit Nummern versehen worden.
3. Alle Anmerkungen im Text gehen auf den Übersetzer zurück.

Stuttgart, den 19. Februar 1975

i. A.

*Ottmar Pertschi*

(Ottmar Pertschi)  
Dipl.-Übersetzer

Скорость резания $v$ в м/мин	Продольная усадка стружки $K$ при резании	
	в среде аргона	в атмосферных условиях
340	1,01	0,87
200	1,016	0,9
100	1,05	0,95
50	1,1	0,98
10	1,6	1,46
0,5	1,26	1,37

нения обычных сталей [2]—[4].

Сравнение усадки стружки титановых сплавов и ЭИ617 характерно подчеркивает разницу деформирования в процессе резания указанных сплавов.

Отмеченное своеобразие в усадке стружки сплавов на основе титана обусловило в настоящем исследовании весьма тщательный подход к определению этой характеристической деформирования в процессе резания. Поэтому усадка стружки определялась в ходе выполнения многочисленных экспериментов при исследовании обрабатываемости титановых сплавов. Для определения продольной усад-

температуры и активного поглощения кислорода и азота при резании в атмосферных условиях  $K < 1$ , а в нейтральной среде аргона обычная, т. е.  $K > 1$ .

Результаты исследований деформации поверхностного слоя жаропрочного хромо-никелевого сплава ЭИ617 показали абсолютные значения усадки стружки в пределах от 4 до 1,4, а характер ее изменения в зависимости от величины скорости резания и подачи был идентичен характеру изме-

ки стружки был использован так называемый весовой метод и усадка определялась по формуле

$$K = \frac{1000G}{st\gamma l}$$

где  $G$  — вес стружки в г;  
 $s$  — подача в мм/об;  
 $t$  — глубина резания в мм;  
 $\gamma$  — удельный вес в г/см<sup>3</sup>;  
 $l$  — длина стружки в мм.

Длина стружки измерялась при помощи проектирования на экран [9], определение же длин обеих сторон контура, полусумма которых принималась за длину стружки  $l$ , производилось в исследованиях графоаналитически.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кривоухов В. А., Деформирование поверхностных слоев металлов в процессе резания, Машгиз, 1945.
2. Еремин А. Н., Физическая сущность явления при резании стали, Машгиз, 1951.
3. Розенберг А. М., Еремин А. Н., Элементы теории процесса резания металлов, Машгиз, 1956.
4. Артамонов А. Я., Исследование обрабатываемости высокопрочного чугуна, Машгиз, 1955.
5. Подзей А. В., Новиков Н. Н., Логинов В. Е., Определение тепла, выделенного в детали при плоском шлифовании, «Станки и инструмент» № 8, 1957.
6. Барсегянц Р. О., Исследование температурного поля токарного резца, изд. Гостехники СССР, М. 1957.
7. Морозов И. А., Исследование температурного поля в обрабатываемом металле при резании, Труды МАИ, вып. 70, 1955.
8. Подзей А. В., Новиков Н. Н., Логинов В. Е., Температурное поле в обрабатываемом металле при плоском шлифовании, «Станки и инструмент» № 10, 1957.
9. Кузнецов В. Д., Физика твердого тела, т. III, изд. «Красное знамя», Томск 1944.

## Скоростное зенкерование серого чугуна

Над. техн. наук В. Ф. АФАНАСЬЕВ

Ниже описываются результаты экспериментальных исследований влияния различных факторов на износ и стойкость зенкеров, а также на крутящий момент и осевую силу при скоростном зенкеро-вании серого чугуна, имеющего следующий химический состав: 2,9% С; 1,5% Si; 0,93% Mn; 0,182% S и 0,24% P. Твердость чугуна — в пределах от 195 до 215 кг/мм<sup>2</sup>. Отверстия обрабатывали зенкерами, оснащенными твердым сплавом ВК8. Исследования проводили при следующих режимах: скорость резания от 6,8 до 126,1 м/мин, глубина резания от 0,5 до 4,0 мм и подача от 0,11 до 1,6 мм/об.

Испытания позволили рекомендовать следующую оптимальную геометрию режущей части зенкера: главный угол в плане 45°; передний угол +5°; задний угол 8—10°; обратная конусность на длине

пластины твердого сплава 0,10 мм; радиус закругления места сопряжения цилиндрической ленточки с переходной режущей кромкой 6 мм; ширина цилиндрической ленточки 0,4 мм. На основании литературных данных как оптимальный можно рекомендовать угол в плане переходной режущей кромки, равный 30°.

В качестве критерия затупления принята ширина фаски износа по задней поверхности зуба в месте «уголка», равная 1,0—1,2 мм. Эта величина критерия затупления соответствует наибольшей долговечности инструмента и является технологически допустимой, так как дальнейшее увеличение износа приводит к значительной разбивке отверстий и ухудшению чистоты обрабатываемой поверхности (рис. 1).

Изучение характера и закономерностей износа показало, что зенкер изнашивается по задним поверхностям зубьев в месте уголков (т. е. в месте сопряжения переходной режущей кромки с цилиндрической ленточкой), по цилиндрическим ленточкам и диаметру зенкера. При достижении величины износа 1,0—1,2 мм по задним поверхностям зубьев начинает интенсивно изнашиваться примыкающий

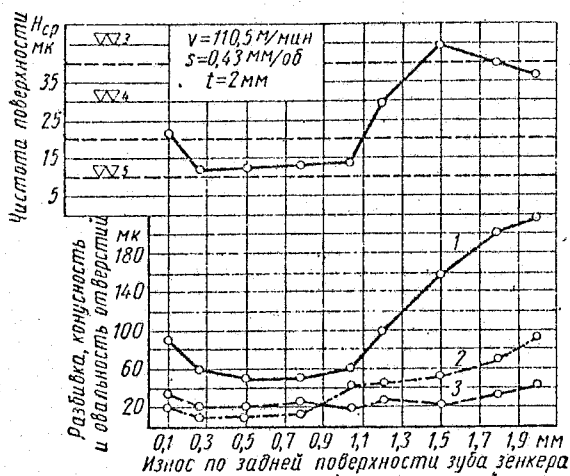


Рис. 1. Влияние величины износа на чистоту обработанной поверхности и точность отверстий при скоростном зенкеровании:

1 — разбивка; 2 — конусность; 3 — овальность отверстий.

к переходной режущей кромке участок цилиндрической ленточки, равный по величине подаче на зуб. Этот участок ленточки имеет задний угол, равный  $0^\circ$ , вследствие чего он производит скобление материала, приводящее к интенсивному износу по диаметру зенкера.

Передние грани зубьев зенкера на протяжении всего времени работы остаются в хорошем состоянии.

Максимальная стойкость зенкера при обработке чугуна без охлаждения достигается при скоростях резания в пределах от 50 до 130 м/мин.

На основании серии опытов по определению влияния подачи на стойкость зенкеров, имеющих задние углы 8 и  $16^\circ$ , составлена таблица и построен график (рис. 2).

Величина заднего угла	Диапазон подач в мм/об	
	при $s = 0,15 \div 0,32$	при $s = 0,32 \div 1,6$
$16^\circ$	$T = \frac{\text{const}}{s^{0,48}}$	$T = \frac{\text{const}}{s^{2,24}}$
$8^\circ$	$T = \text{const} \cdot s^{0,54}$	$T = \frac{\text{const}}{s^{1,15}}$

Эти опыты указывают на неодинаковый характер влияния подачи на период стойкости зенкера в различных диапазонах изменения подачи. В первой

зоне ( $s = 0,15 \div 0,32$  мм/об) увеличение подачи для зенкера с  $\alpha = 16^\circ$  приводит к небольшому снижению стойкости, при этом интенсивность влияния подачи на период стойкости выражается показателем степени 0,48 (см. таблицу). Дальнейшее увеличение подачи значительно сказывается на уменьшении периода стойкости, выражаясь показателем степени 2,24. Для зенкера с задним углом  $8^\circ$  существует критическая подача ( $s = 0,32$  мм/об), при работе с которой получается максимальная стойкость

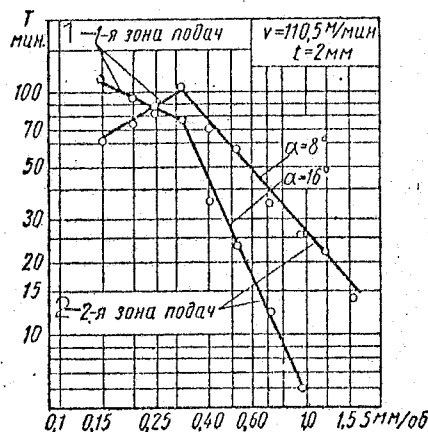


Рис. 2. Зависимость стойкости зенкеров от подачи.

(рис. 2). С увеличением подачи от 0,15 до 0,32 мм/об стойкость зенкера с  $\alpha = 8^\circ$  возрастает. Дальнейшее увеличение подачи от 0,32 до 1,6 мм/об несколько меньше влияет на уменьшение стойкости сравнительно с зенкером, у которого задний угол равен  $16^\circ$ .

Исследования зависимости скорости резания от подачи, глубины резания, диаметра и количества зубьев зенкера при обработке серого чугуна дали возможность вывести следующее обобщенное уравнение скорости резания:

$$v = \frac{120,8 D^{0,42}}{T^{0,40} s^{0,46} \alpha^{0,16} \gamma^{0,104}} \quad (1)$$

Полученная формула справедлива при обработке серого чугуна, у которого  $H_B = 210 \pm 5$  (без охлаждения), при работе зенкером, оснащенным пластинками твердого сплава ВК8 и имеющим оптимальные значения геометрических параметров, и изменении элементов режима резания в пределах: скорости резания до 130 м/мин; подачи от 0,32 до 1,6 мм/об; глубины резания от 0,5 до 4,0 мм; диаметра зенкера от 22 до 40 мм и числа зубьев зенкера от 2 до 8.

Следует отметить, что зенкеры с рекомендованной геометрией режущей части при условной стойкости 20 мин. дают возможность повысить скорости резания по сравнению с нормативными на 12—14% и позволяют работать на более высоких подачах, чем это рекомендуется нормативами. При этом чистота обработанной поверхности соответствует 4—5-му классу (по ГОСТ 2789-51), а точность отверстий — 4-му классу [1].

Повышение режимов резания по сравнению с нормативными достигнуто благодаря увеличению обрательной конусности на длине пластины твердого сплава; выполнению места сопряжения переходной



режущей кромки с цилиндрической ленточкой («уголок») в виде дуги радиусом 6 мм; уменьшению ширины цилиндрической ленточки; правильной заточке и доводке режущих граней, что устраняет неравномерный износ отдельных зубьев зенкера, являющийся одной из основных причин резкого падения стойкости инструмента при скоростном зенкеро-вании.

При назначении режимов резания необходимы данные по определению мощности станка. Особенно это важно для современных вертикально-сверлильных станков, мощность которых, как показало исследование, часто лимитирует режимы резания по зенкеро-ванию. Нами было исследовано влияние различных факторов на крутящий момент и осевую силу при скоростном зенкеро-вании серого чугуна. Си-

ловые зависимости устанавливались при тех же условиях, что и стойкостные.

Результаты исследования силовых зависимостей дали возможность вывести обобщенные формулы для определения крутящих моментов и осевых сил в следующем виде:

$$M_{кр} = 3,4s^{0,86}t^{0,90}Dz^{0,55}H_B^{0,52}, \quad (2)$$

$$P_{ос} = 0,52s^{0,76}t^{0,80}D^{0,25}z^{0,64}H_B^{0,70}. \quad (3)$$

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Афанасьев В. Ф., Точность и чистота обработки серого чугуна при скоростном зенкеро-вании, «Вестник машиностроения» № 4, 1957.

## О количественной оценке непрямолинейности и неплоскостности больших плоскостей

Инж. К. И. АБАДНИ

Количественная оценка непрямолинейности и неплоскостности больших плоскостей является наиболее доступным и точным методом контроля качества по указанным параметрам. Однако не всякий метод количественной оценки пригоден при контроле крупногабаритных объектов.

Количественная оценка, производимая относительно стеклянной пластины, линейки, плиты, применима обычно лишь для сравнительно небольших поверхностей (до 1000 мм). Наличие больших взаимно-проверенных (по «методу трех») поверочных линеек-мостиков в сочетании со специальными приспособлениями (типа приспособления А. М. Николаева) позволяет производить контроль плит 2—3-го класса размером до 2—3 м.

Метод контроля с применением натянутой струны и микроскопа также служит для количественной оценки непрямолинейности. Однако этот метод дает неплохие результаты лишь при контроле непрямолинейности в горизонтальной плоскости. Гидростатические методы, основанные на использовании уровня жидкости или закона сообщающихся сосудов, несмотря на свою кажущуюся простоту, характерны значительными погрешностями. Известны методы оценки непрямолинейности с помощью визирных труб и специальных марок или целевых знаков. Эти методы применяются при контроле длинных труб, валов, длинных станин и подобных объектов и характеризуются ошибками порядка 0,1 мм.

Наиболее объективный и точный метод оценки непрямолинейности и неплоскостности осуществляется при помощи специального интерферометра [1]. К сожалению, эти интерферометры чувствительны к промышленным вибрациям, и их применение пока весьма ограничено.

Достаточно прост и доступен шаговый метод оценки непрямолинейности с помощью чувствительного уровня [2]. Шаговый метод контроля непрямолинейности может быть также осуществлен с помощью коллиматора, автоколлиматора, а также с помощью специальных приборов, сочетающих уро-

вень с индикатором [3]. Использование шагового метода с помощью коллиматора и автоколлиматора позволяет производить контроль поверхностей, расположенных к горизонту под любым углом, что недостижимо при пользовании уровнем. При использовании автоколлиматора в качестве отсчетного прибора на шаговом мостике должно быть закреплено зеркало. Отсчет автоколлиматора по мостику, стоящему на первом участке (шаге), принимается за нуль, с которым сравниваются отсчеты по остальным шагам. Проведенные автором сравнительные измерения плиты различными методами и с помощью различных отсчетных приборов дали результаты, приведенные в табл. 1. Наибольшее приближение к данным, полученным на интерферометре Лешника, дал шаговый метод с использованием автоколлиматора и уровня.

Подсчитанные на основании ряда измерений различными методами средние квадратические погрешности дали точностную характеристику методов. Оказалось, что шаговый метод характеризуется наименьшими погрешностями (см. таблицу). Гидростатический метод с использованием уровня керосина, налитого в специальное корыто, характеризуется значительными погрешностями, которые можно объяснить рядом причин: изменением уровня вследствие испарения, его колебаниями, большим поверхностным натяжением жидкости.

При пользовании шаговым методом, как и при измерениях с помощью натянутой струны и визирной трубы, прибегают обычно к построению графиков. Величины отклонений при этом отсчитываются от прямой, соединяющей крайние точки профиля. Построение графиков в цеховых условиях не всегда удобно, и этот метод следовало бы заменить другим, более простым. Отсчет отклонений [2] должен вестись от прямой, расположенной таким образом, чтобы алгебраическая разность наибольшего и наименьшего расстояний точек проверяемого профиля от этой прямой была наименьшей из всех возможных. Метод наименьших квадратов применяется как