ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

3

2011

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Журнал переводится на английский язык, переиздается и распространяется во всем мире фирмой "Аллертон Пресс" (США)

ООО «Издательство Машиностроение»
107076, Москва, Стромынский пер., 4

Адрес редакции:
107076, Москва,
Стромынский пер., 4.
Телефон: 8-(499)-748-02-91.
E-mail: vestmash@mashin.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за № 77-12421 в Комитете Российской Федерации по печати
Учредитель: А.И. Савкин

Индексы: **70120** ("Роспечать"),
27841 ("Пресса России"),
60264 ("Почта России")

Цена свободная

Отпечатано в ООО "Подольская Периодика", 142110, Московская обл., г. Подольск, ул. Кирова, 15

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Алешин Н.П., д-р техн. наук, акад. РАН, **Братухин А.Г.,** д-р техн. наук, **Воронцов А.Л.,** д-р техн. наук, **Гусейнов А.Г.,** д-р техн. наук, **Дмитриев А.М.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН (председатель секции обработки материалов без снятия стружки), **Драгунов Ю.Г.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Древаль А.Е.,** д-р техн. наук (председатель секции технологии машиностроения), **Дроздов Ю.Н.,** д-р техн. наук, акад. РИА и РАК (председатель секции конструирования и расчета машин), **Кутин А.А.,** д-р техн. наук, **Омельченко И.Н.,** д-р техн. и экон. наук (председатель секции организации и экономики производства), **Пименов А.Ф.,** д-р техн. наук, **Попов Д.Н.,** д-р техн. наук, **Попов А.В.,** д-р техн. наук, **Рыбин В.В.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Салтыков М.А.,** д-р техн. наук, **Трегубов Г.П.,** д-р техн. наук, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Нахатакян Ф. Г. — Об одном методе точного решения контактной задачи Герца для круговых цилиндров с параллельными осями . . . 3
Казакявичус С. М., Становской В. В., Ремнёва Т. А., Кузнецов В. М., Бубенчиков А. М., Щербаков Н. Р. — Работоспособность эксцентриково-циклоидального зацепления при изменении межосевого расстояния колес. Модификация вершин и впадин зубьев . . . 7
Каргин П. А. — Синтез переходной кривой эвольвентных зубьев колёс с несимметричными профилями . . . 10
Плеханов Ф. И., Овсянников А. В. — Исследование распределения нагрузки по длине ролика зубчато-роликовой планетарной передачи . . . 12
Евсеенко И. А. — Снижение динамической нагруженности элементов в контуре циркуляции мощности планетарной коробки передач автомобиля . . . 14
Медведев Ю. А. — Влияние разброса значений параметров гидроусилителей на динамику систем управления . . . 18
Дьячков Е. А, Чаплыгин Э. И., Горюнов В. А. — Применение струйных дискретных элементов для управления пневматическими возвратно-поступательными механизмами . . . 22
Лобанов И. Е. — Моделирование интенсифицированного теплообмена в трубах с относительно высокими турбулизаторами . . . 25

Цикл статей
«Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки»

Дроздов Ю. Н., Назарова Т. И., Лукашина Н. В. — Направления развития трибологии. Преподавание технических дисциплин с использованием достижений в области трибологии . . . 33
Козлов А. А., Дементьева Н. Г. — Оценки интенсивности трибокислительного и диффузионного изнашивания контактных поверхностей инструмента при механической обработке металлов . . . 37

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Кабалдин Ю. Г., Просолович А. А., Колыхалова Е. Г., Уткин А. А. — Наноструктурные процессы и самоорганизация при резании . . . 39
Баранов А. В. — Оптимизация лезвийной обработки отверстий на основе энергетических критериев . . . 47
Лобанов Д. В., Янюшкин А. С. — Влияние методов затачивания на качество твердосплавного инструмента для обработки композиционных материалов . . . 50
Ивахненко А. Г., Куц В. В., Сторублев М. Л., Струков А. Н. — Базирование звеньев формообразующих систем металлорежущих станков на ранних этапах проектирования . . . 54
Ломова О. С., Ломов С. М. — Исследование влияния видов контакта центра и центрового отверстия на точность базирования при обработке деталей на круглошлифовальном станке . . . 57
Доброхотов А. В., Ананьев С. П., Васильев А. П. — Влияние технологии упрочнения на стойкость накатных роликов . . . 60
Росляков И. Н., Рослякова Л. И., Колмыков Д. В. — Термодинамические особенности влияния кислорода на активность углеродно-карбонатных покрытий при цементации . . . 62
Садыхов А. И., Мурадов А. А. — Теоретическое исследование напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя азотированных втулок при алмазном выглаживании . . . 65

Серия статей
«Проблемы теории и практики резания материалов»

Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю., Савкин А. И. — Разработка новой теории тепловых процессов резания. 6. Определение температурных полей и контактных температур при резании материалов. Часть 1 . . . 69

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

Вишнякова О. М., Гусева Т. И. — Методическое обеспечение оценки эффективности реструктуризации предприятия в условиях неопределенности и риска . . . 75
Белозерский А. Ю. — Анализ современных тенденций к разработке и применению специфически отраслевых методов управления рисками на металлургических предприятиях . . . 79

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Колотов Ю. В. — Отечественные бесшаботные штамповочные молоты . . . 82
Максимов Е. А. — Новый валковый узел прокатного стана с регулированием образующей бочек рабочих валков в горизонтальной плоскости . . . 85
Иванов А. Н. — Выставка "Химмаш. Насосы — 2010" . . . 86

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Nakhatakyan F. G. — On a method of exact solution of Hertz's contact problem for circular cylinders with parallel axes
Kazakyavichus S. M., Stanovskoy V. V., Remneva T. A., Kuznetsov V. M., Bubenchikov A. M., Shcherbakov N. R. — The efficiency of the eccentrically-cycloidal engagement at change of wheels axle base. Modification of the tops and troughs of the teeth
Kargin P. A. — Synthesis of transition curve of involute teeth of wheels with asymmetric profiles
Plekhanov F. I., Ovsyannikov A. V. — Study of the load distribution along the roller length of the tooth-and-roller planetary gear
Evseenko I. A. — Decrease of dynamic stress loading of items in the power circulation contour of the planetary vehicular transmission
Medvedev Yu. A. — Effect of parameters spreading of the hydraulic actuators upon the dynamics of control systems
D'yachkov E. A., Chaplygin E. I., Goryunov V. A. — The use of fluidic discrete elements for controlling of the pneumatic reciprocating mechanisms
Lobanov I. E. — Modeling of intensified heat transfer in tubes with relatively high turbulators

A series of articles
"Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Drozdov Yu. N., Nazarova T. I., Lukashina N. V. — Evolutionary trends of tribology. Teaching of the technical subjects using the advances in the tribology
Kozlov A. A., Dement'eva N. G. — The intensity evaluations of tribo-oxidative and diffusion wearing of contact surfaces of the tool at machining of the metals

MANUFACTURING ENGINEERING

Kabaldin Yu. G., Prosolovich A. A., Kolykhalova E. G., Utkin A. A. — Nanostructured processes and self-organization at cutting
Baranov A. V. — Optimization of the edge cutting machining of holes on the basis of the energy criteria
Lobanov D. V., Yanushkin A. S. — Influence of methods of sharpening of carbide tools for the processing of composite materials
Ivakhnenko A. G., Kuts V. V., Storublev M. L., Strukov A. N. — Basing of units of forming systems of machine tools on the early stages of designing
Lomova O. S., Lomov S. M. — Study of the influence of the contact center types and of center hole upon the basing accuracy at working of details on the circular grinder
Dobrokhotov A. V., Anan'ev S. P., Vasil'ev A. P. — Effect of the hardening technology on the rolling rollers durability
Roslyakov I. N., Roslyakova L. I., Kolmykov D. V. — Thermodynamic peculiarities of the oxygen influence upon the activity of carbon-carbonate coatings at the cementation
Sadykhov A. I., Muradov A. A. — Theoretical studies of the deflected mode of the surface layer of nitrided sleeves at the diamond smoothering

A series of articles
"Problems of theory and practice of materials cutting"

Vorontsov A. L., Sultan-zade N. M., Albagachiev A. Yu., Savkin A. I. — Development of a new theory of thermal cutting processes. 6. Determination of temperature fields and contact temperatures at cutting of the materials. Part 1

ORGANIZATION AND ECONOMICS OF PRODUCTION

Vishnyakova O. M., Guseva T. I. — Methodical support for evaluating of the enterprise restructuring effectiveness in the face of uncertainty and risk
Belozersky A. Yu. — Analysis of modern trends in the development and application of the industry-specific risks management techniques on the metallurgical enterprises

TECHNICAL INFORMATION

Kolotov Yu. V. — Domestic anvilless stamping hammers
Maksimov E. A. — A new roll unit of the rolling mill with regulation of the generatrix of barrels of working rolls in the horizontal plane
Ivanov A. N. — The exhibition "Chemmash. Pumps — 2010"

Художественный редактор *Т. Н. Галицына*
Технический редактор *Т. А. Шацкая*
Корректор *Т. В. Пчелкина*

Сдано в набор 29.12.2010. Подписано в печать 15.02.2011.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 10,78. Уч.-изд. л. 11,85. Заказ 121.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

© ООО "Издательство Машиностроение", "Вестник машиностроения", 2011

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 620.173.21-231.221

Ф. Г. НАХАТАКЯН, канд. техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН, г. Москва), e-mail: filnahat7@mail.ru

Об одном методе точного решения контактной задачи Герца для круговых цилиндров с параллельными осями

На основе предложенного автором метода определения сближения упругих тел с помощью модели упругого полупространства изложен метод точного решения задачи контактной деформации (изменения диаметра) круговых цилиндров с параллельными осями. Впервые показано, что с использованием модели упругого полупространства на основе теории Герца можно получить точное решение данной задачи.

Ключевые слова: контактная задача Герца, сближение параболических цилиндров, контактная деформация двух цилиндров с параллельными осями, решение Ковальского.

A method of precise solution of the problem of contact deformation (change in diameter) of circular cylinders with parallel axes is presented. The method is based on the author's methodology of determining of the convergence of elastic bodies with use of a model of the elastic half-space. It was shown for the first time that using the model of elastic half-space, based on Hertz's theory, one can obtain the precise solution of given problem.

Keywords: Hertz's contact problem, convergence of parabolic cylinders, contact deformation of two cylinders with parallel axes, Kowal'sky's solution.

При расчете статической нагруженности зубчатых передач, роликовых подшипников и других необходимых инженерам расчетах обычно пользуются решением контактной задачи теории упругости для цилиндров с параллельными осями. Известно, что Г. Герц, впервые решивший в 1881 г. контактную задачу теории упругости, являющуюся основой контактных расчетов деталей машин, не привел зависимостей для контактной деформации цилиндров с параллельными осями, ограничившись лишь зависимостями для максимальных контактных давлений и полуширины полоски контакта [1]. В дальнейшем этой проблемой занимались многие отечественные и зарубежные ученые [2—10]. Некоторые авторы [2, 4—7, 10] полагали теорию Герца непригодной для определения сближения двух цилиндров при начальном касании по линии, считая, что она дает логарифмическую бесконечность для контактной деформации. Например, автор работы [7] отмечает, что перемещения точки в случае плоской задачи определить с помощью модели упругого полупространства нельзя, их можно определить только относительно произвольно выбранных отсчетных значений. Поэтому для определения данного параметра они использовали другую модель и решали принципиально другую задачу — сжатие диска в двух диаметрально расположенных зонах распределенной нагрузкой [таблица, формулы (1)—(3)].

Однако как показано в работах [8, 9], на основании решения задачи контактной деформации упругого полупространства [1, 2] можно приближенно определить контактную деформацию прямоугольной плиты толщиной C, а также различных упругих тел, касающихся до деформации по линии, в том числе и круговых цилиндров. Что же касается бесконечно большого сближения двух цилиндров, то оно объясняется тем, что Герц, Динник и другие рассматривали, по существу, не круговые цилиндры, а упругие полупространства (точнее, бесконечные параболические цилиндры), ограниченные в окрестности контакта цилиндрическими поверхностями, и находили сближения таких тел путем интегрирования местных деформаций в каждом из них от нуля до бесконечности.

Для получения точного решения задачи контактной деформации (изменения диаметра) круговых цилиндров с использованием модели упругого полупространства на основании решения Герца поступим следующим образом. Рассмотрим контакт двух полупространств. Пусть два бесконечных па-

раболических цилиндра *1* и *2* соприкасаются до деформации по образующей (рис. 1). Точку *O* примем за начало прямоугольной системы координат, направляя ее таким образом, чтобы оси *Ox* и *Oy* находились в общей касательной плоскости, при этом ось *Ox* направим по общей образующей, а оси $z_{1,2}$ — внутрь каждого тела. После приложения нагрузки *q* первоначальная линия касания переходит в полоску, при этом давление по этой площадке распределяется в виде половины эллиптического цилиндра. Для этой системы перемещения по оси *z* определяются формулой [2]

$$w(z) = -\frac{2(1-\nu^2)q}{\pi E} \times$$

$$\times \left\{ \ln\left(\sqrt{1+\frac{z^2}{b^2}}+\frac{z}{b}\right) - \frac{\nu}{1-\nu}\frac{z}{b}\left(\sqrt{1+\frac{z^2}{b^2}}-\frac{z}{b}\right)\right\}, \qquad (4)$$

где ν и *E* — коэффициент Пуассона и модуль упругости материала; *q* — погонная нагрузка; *b* — полуширина площадки контакта по Герцу.

Для конкретизации задачи уберем второе тело, а его воздействие на первое заменим нагрузкой *q*, распределенной в виде половины эллиптического цилиндра. Для сохранения равновесия такое бесконечное тело необходимо закрепить на бесконечности (рис. 2, *а*) или приложить там к нему силу P_H, статически эквивалентную нагрузке *q*; общность решения при этом не нарушается. В работах [8, 9] показано, что в таком теле для определения относительного перемещения двух точек (например *A* и *F*) необходимо по формуле (4) вычислить разность перемещений этих точек:

$$\alpha = w(z_A) - w(z_F). \qquad (5)$$

Здесь уместно напомнить, что результат решения задачи контактной деформации упругих тел при начальном касании по линии (под действием нагрузки, распределенной в виде эллиптического

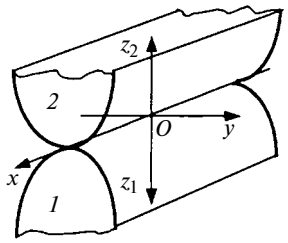


Рис. 1. Два бесконечных параболических цилиндра соприкасаются по образующей

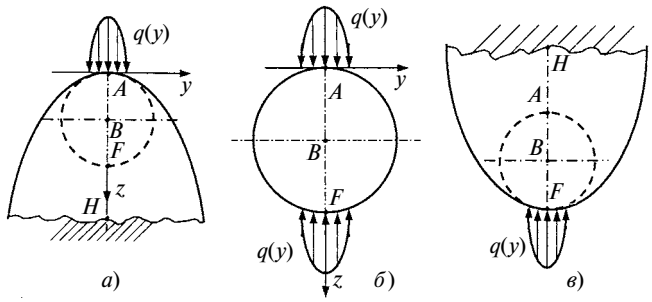


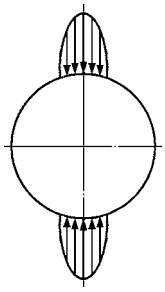
Рис. 2. Полупространство под действием нагрузки, распределенной в виде половины эллиптического цилиндра (*а*, *в*); бесконечно длинный круговой цилиндр под действием нагрузки, распределенной в виде половины эллиптического цилиндра, приложенной в диаметрально противоположных зонах цилиндра (*б*)

цилиндра) по методу Беляева (модель — упругое полупространство) [9]

$$\alpha = \frac{4(1-\nu^2)q}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - 0{,}693\right]$$

и есть по сути относительное перемещение двух точек — начального касания и в глубине тела, с учетом того, что $b \ll R$ и что пренебрегаем отношением b^2/R^2 по сравнению с единицей. Такой же результат получим [9] для величины α при расчете по зависимостям (4) и (5) с учетом тех же условий. Но

Зависимость контактной деформации цилиндров (изменение диаметра), полученные разными авторами

Автор	Модель	Формула контактной деформации α цилиндров	Закон распределения нагрузки
Динник [2], Феппль [5], Хоприх, Цантопулос [6]		$\frac{4(1-\nu^2)q}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - 0{,}36\right]$ (1)	Параболический
Ковальский [4]		$\frac{4(1-\nu^2)q}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - 0{,}286\right]$ (2)	Эллиптический
Хоприх, Цантопулос [6], Джонсон [7]		$\frac{4(1-\nu^2)q}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - 0{,}5\right]$ (3)	Эллиптический

этот результат для свободного цилиндра не является точным.

Точное решение задачи контактной деформации кругового цилиндра (изменение расстояния AF, рис. 2, *б*) под действием распределенной по эллиптическому закону нагрузки $q(y)$ с использованием модели упругого полупространства можно получить методом суперпозиций решений задач, показанных на рис. 2, *а* и *в*, так как в этих случаях напряженное состояние тела на участке $z = z_A \div z_F$ определяется нагрузкой $q(y)$, а влиянием опоры (или силы P_H) на напряженное состояние на этом участке в связи с бесконечно большим расстоянием $r = AH$ можно пренебречь (можно показать [2, 3], что напряжения в упругом теле стремятся к нулю при достаточно большом удалении от зоны приложения нагрузки).

Кроме того, необходимо учитывать и то, что в бесконечном полупространстве круговой цилиндр (штриховая линия на рис. 2, *а* и *в*) находится в иных условиях по сравнению со свободным круговым цилиндром на рис. 2, *б*, поверхность которого вне зоны нагружения свободна от напряжений. Чтобы они находились в одинаковых условиях, необходимо к круговому цилиндру в полупространстве приложить постоянные растягивающие напряжения σ [11]: $\sigma_{z_0} = q/\pi R = \sigma_{y_0}$; $\sigma_{x_0} = \nu(\sigma_{z_0} + \sigma_{y_0}) = 2\nu q/(\pi R)$.

Относительная деформация от таких напряжений

$$\varepsilon_0 = \frac{1}{E}[\sigma_{z_0} - m(\sigma_{y_0} + \sigma_{x_0})] = \frac{q}{\pi E R}[1 - \nu - 2\nu^2],$$

а перемещения w_0 будут определяться по формуле

$$w_0 = 2\int_0^R \varepsilon_0 \mathrm{d}z = 2\int_0^R \frac{q}{\pi E R}(1 - \nu - 2\nu^2)\mathrm{d}z = \\ = 2\frac{q}{\pi E}(1 - \nu - 2\nu^2).$$

Следовательно, решение задачи о контактной деформации α (изменении диаметра цилиндра) будет следующее:

$$\alpha = \alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3, \qquad (6)$$

где $\alpha_{1,2}$ определяются по зависимостям (4) и (5) при $z_A = 0$ и $z_F = 2R$.

Тогда:

$$\alpha_1 = -\frac{2(1-\nu^2)q}{\pi E}\left\{\ln\frac{2R}{b}\left(\sqrt{1+\frac{b^2}{(2R)^2}}+1\right) - \right. \\ \left. -\frac{\nu}{1-\nu}\frac{(2R)^2}{b^2}\left(\sqrt{1+\frac{b^2}{(2R)^2}}-1\right)\right\}. \qquad (7)$$

Преобразуем зависимость (7) с учетом того, что $b^2/(2R)^2 \ll 1$. Для этого, разложив квадратные корни в уравнении (7) в ряд Маклорена и удержав в нем два члена, получим:

$$\alpha_1 = -\frac{2q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{2\cdot 2R}{b} - \frac{1}{2}\frac{\nu}{1-\nu}\right] = \alpha_2; \qquad (8)$$

а $\alpha_3 = w_0$, т. е. $\alpha_3 = 2\frac{q}{\pi E}(1 - \nu - 2\nu^2)$.

С учетом последних зависимостей, перепишем соотношение (6):

$$\alpha = -2\frac{2q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - \frac{1}{2}\frac{\nu}{1-\nu}\right] + \\ + 2\frac{q}{\pi E}(1 - \nu - 2\nu^2). \qquad (9)$$

После некоторых преобразований окончательно получим формулу

$$\alpha = -\frac{4q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - \frac{1}{2}\right], \qquad (10)$$

которая совпадает с формулой (3) в таблице, полученной с помощью другой расчетной модели.

Обратим внимание на следующее обстоятельство. Если зависимость (7) преобразовать не изложенным выше способом, а пренебречь в ней единицей по сравнению с отношением $(2R/b)^2 \gg 1$, т. е. сделать более грубое упрощение, то вместо уравнения (8) получим

$$\alpha_1 = -\frac{2q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{2\cdot 2R}{b}\right].$$

Далее, если проделать все действия, предпринятые при получении формулы (10), то выражение (9) для определения контактной деформации (изменение диаметра) примет вид:

$$\alpha = -2\frac{2q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{2\cdot 2R}{b}\right] + 2\frac{q}{\pi E}(1 - \nu - 2\nu^2)$$

или после простых преобразований

$$\alpha = -\frac{4q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{4R}{b} - \frac{1-\nu-2\nu^2}{2(1-\nu^2)}\right],$$

что совпадает с известным решением Ковальского [4]. Отсюда при $\nu = 0{,}3$ получим:

$$\alpha = -\frac{4q(1-\nu^2)}{\pi E}\left[\ln\frac{2R}{b} + 0{,}407\right]. \qquad (11)$$

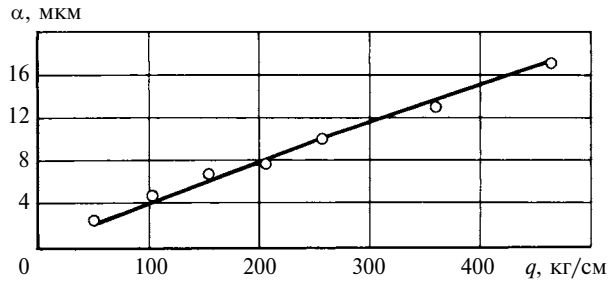


Рис. 3. Зависимость контактной деформации диска (изменение диаметра) от нагрузки:
точки — эксперимент; линия — расчет

Таким образом, решение Ковальского [(11) [4] или (2) в таблице, что одно и то же], является более грубым приближением данной задачи, чем решение (10).

В справочной литературе [12, 13] приводится зависимость для определения сближения осей цилиндров, полученная по формуле (11) Ковальского [4]. Однако даже неглубокий анализ зависимостей в таблице показывает, что формула (2) [4] неверна, так как при эллиптическом законе распределения нагрузки поперек полоски контакта деформация должна быть меньше, чем при параболическом законе (1).

В заключение остановимся на эксперименте, проведенном Динником [2]. По-видимому, в действительности, как справедливо указывает автор работы [10], радиус образца был 29,8 см, а не 2,98 см. Это подтверждается тем, что, во-первых, Динник повсюду образцы с отношением $R/l \geqslant 5$ называет дисками, а с отношением $R/l \leqslant 2$ — цилиндрами (или катками), которые в работе [2] он называет дисками, и во-вторых, второй размер образца (1,94 см) Динник называет толщиной диска, а в противном случае этот размер был бы назван длиной цилиндра (или катка). В пользу этого предположения говорит также анализ результатов расчетов Динника, приведенный в работе [10].

Уникальность этого эксперимента в том, что диски сжимались не плоскими плитами, как во многих других экспериментах (при этом, по сути, измеряется не изменение диаметра цилиндра, а суммарная деформация цилиндра и плиты), а круглыми дисками одинаковых диаметров, чем достигалась высокая точность результатов эксперимента, ведь измеряли только изменение диаметра. На рис. 3 приведено сопоставление расчетных (линия) вычисленных по формуле (10) и экспериментальных (точки) величин контактной деформации цилиндров, из которого видно их хорошее соответствие.

Выводы

Изложен метод точного решения задачи контактной деформации (изменение диаметра) круговых цилиндров с параллельными осями. Впервые показано, что с использованием модели упругого полупространства на основании теории Герца можно получить точное решение данной задачи.

Показано, что известное решение Ковальским задачи контактной деформации круговых цилиндров с параллельными осями является грубым приближением ее более точного решения.

Установлено, что полученный результат находится в хорошем соответствии с экспериментальными данными Динника.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Hertz H.** Uber die Beruchtung fester elastischen Korper // Gesamelte Werke. Bd. 1. Leipzig, 1895. С. 155—174.
2. **Динник А. Н.** Избранные труды. Киев: АН УССР, 1952. Т. 1. 151 с.
3. **Беляев Н. М.** Труды по теории упругости и пластичности. М.: Гостехтеориздат, 1957. 632 с.
4. **Ковальский Б. С.** Напряженное состояние и критерий прочности при контактном сжатии. Научные Записки Харьковского авиационного института. Харьков, 1941. Т. 5.
5. **Foppl A.** Lectures on Technical Mechanics. Fifth Volume, B. G. Teubner, Leipzig; 1907.
6. **Хоприх, Цантопулос.** Контактные деформации вдоль прямой линии: цилиндр между двумя плоскими плитами // Тр. Американского общества инженеров-механиков. Проблемы трения и смазки. М.: Мир, 1974. № 3. С. 193—198.
7. **Джонсон К.** Механика контактного взаимодействия. М.: Мир, 1989. 510 с.
8. **Нахатакян Ф. Г., Косарев О. И.** Сближение упругих тел в контактной задаче Герца // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2010. № 1. С. 102—106.
9. **Нахатакян Ф. Г.** Механика контактного сближения упругих тел в задаче Герца // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. № 5. С. 48—56.
10. **Айрапетов Э. Л.** Определение контактной деформации зубьев цилиндрических зубчатых колес // Вестник машиностроения. 1967. № 1. С. 32—35.
11. **Тимошенко С. П., Гудьер Дж.** Теория упругости. М.: Наука, 1975. 576 с.
12. **Прочность,** устойчивость, колебания. Справочник / Под ред. И. А. Биргера и Я. Г. Пановко. Т. 2. М.: Машиностроение, 1968. 464 с.
13. **Расчеты** на прочность в машиностроении / С. Д. Пономарев, В. Л. Бидерман, К. К. Лихарев и др. Т. 2. М.: Машгиз, 1958. 974 с.

УДК 621.833.6.001.57

С. М. КАЗАКЯВИЧЮС, В. В. СТАНОВСКОЙ, Т. А. РЕМНЁВА, В. М. КУЗНЕЦОВ (ЗАО "Технология маркет", г. Томск), А. М. БУБЕНЧИКОВ, д-р физ.-мат. наук, Н. Р. ЩЕРБАКОВ, канд. физ.-мат. наук (Томский ГУ), e-mail: tm@mail.tomsknet.ru

Работоспособность эксцентриково-циклоидального зацепления при изменении межосевого расстояния колес. Модификация вершин и впадин зубьев

Методом компьютерного моделирования исследовано влияние изменения межосевого расстояния колес на работоспособность эксцентриково-циклоидального зацепления. Показано, что при его изменении в широком диапазоне точка контакта профилей смещается незначительно и находится на фронтах кривых, описывающих форму зубьев. Этот факт позволяет значительно упростить технологию изготовления колес с таким зацеплением, так как значительно уменьшается площадь поверхности, требующая финишной обработки.

Ключевые слова: эксцентриково-циклоидальное зацепление, компьютерное моделирование, чувствительность к изменению межосевого расстояния, точка контакта.

The influence of changes in axle base of wheels upon the efficiency of the eccentrically-cycloidal engagement has been investigated with use of the computer simulation method. It was shown that at changes of the axle base in a wide range the contact point of profiles is shifted insignificantly and is settled on the fronts of curves, describing the teeth profile. That allows to simplify greatly the manufacturing technology of the wheels with such engagement, since the surface area that needs finishing is greatly reduced.

Keywords: eccentrically-cycloidal engagement, computer simulation, sensitivity to changes in axle base, contact point.

В работе [1] описан новый вид зацепления колес с криволинейными зубьями, в котором меньшее колесо имеет всего один зуб. Зацепление получило название эксцентриково-циклоидального (ЭЦ) по форме кривых, образующих профили зубьев зацепляющихся колес. Зуб меньшего колеса в ЭЦ зацеплении имеет форму винтового эксцентрика. Профиль зуба этого колеса в любом торцевом сечении представляет собой окружность, эксцентрично смещенную относительно оси колеса. Профили сопрягающихся зубьев большего колеса в торцевом сечении очерчены циклоидальной кривой (эквидистантой циклоиды). ЭЦ зацепление обладает повышенными силовыми характеристиками и позволяет получить высокие передаточные отношения (до 40) в одной ступени.

На рис. 1 представлен фрагмент поверхности *3* (рис. 2, *а*) большего зубчатого колеса, построенный с помощью созданной в пакете MathCad программы [2], а на рис. 2, *а* показаны поверхности колес, рассчитанные для идеального зацепления. Идеальная поверхность *1* винтового эксцентрика *2* получается как геометрическое место точек окружности *5*, центр которой перемещается по винтовой линии. Поверхность *3* второго элемента зацепления — колеса *4* строится в результате перемещения по такой же винтовой линии исходной циклоидальной кривой *6*. Буквами OO_1 и CC_1 обозначены оси колес *2* и *4*, OC — межцентровое расстояние. Найдены точные уравнения поверхностей обоих колес как вектор-функция двух аргументов. Основу предлагаемой расчетной модели составляет кинематически согласованное движение идеальных геометрических фигур. При таком движении поверхности колес образуют семейства поверхностей;

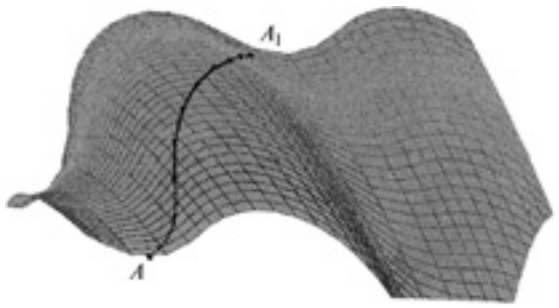


Рис. 1. Фрагмент поверхности циклоидального зубчатого колеса:
AA_1 — линия контакта

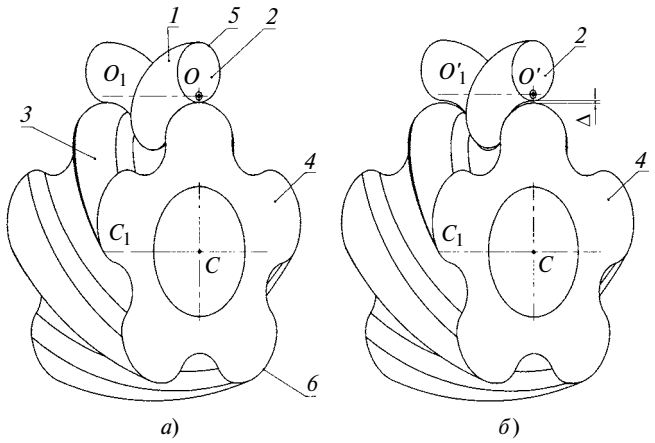


Рис. 2. Поверхности зубьев колес идеального зацепления (*а*) и колес *2* и *4* при наличии осевого зазора Δ (*б*):
1 — винтовая поверхность колеса *2*; *3* — винтовая поверхность зубьев колеса *4*; *5* — эксцентрично смещенная окружность, образующая профиль зуба колеса *2* в торцевом сечении; *6* — циклоидальная кривая в торцевом сечении колеса *4*

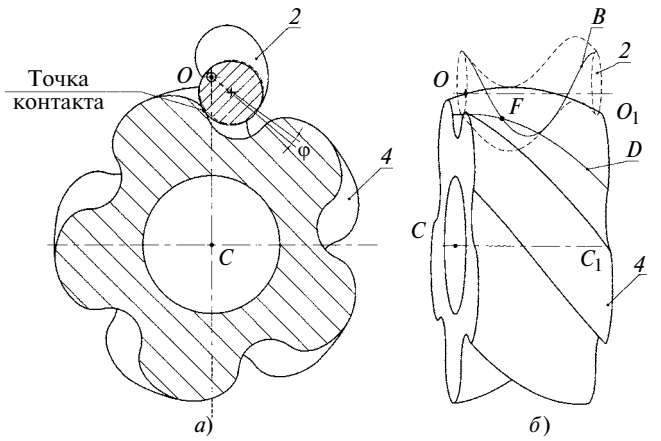


Рис. 3. Контакт зубьев колес *2* и *4* при довороте эксцентрика *2* на угол φ (*а*) и общий вид зацепления колес при наличии осевого зазора Δ (*б*)

уравнения этих семейств записываются как вектор-функции трех аргументов (третий аргумент — параметр семейства). Построенные таким образом профили в каждом торцевом сечении имеют точку контакта, которая находится как точка циклоидальной кривой при определенном значении параметра с использованием основного свойства циклоидальных кривых [3]. Множество точек контакта образуют непрерывную линию контакта AA_1 (см. рис. 1), которая, как показывают расчеты, имеет переменную кривизну, т. е. не является винтовой.

Поскольку реальные размеры деталей всегда имеют отклонения от идеальных расчетных, интересно рассмотреть геометрию зацепления при отклонении межосевого расстояния колес от расчетного. Для этого использовали метод компьютерного моделирования на основе данных, полученных с помощью специально разработанной для расчета геометрии зацепления программы. Результаты моделирования представлены на рис. 2—4. На рис. 2, *б* показано изменение положения поверхностей колес *2* и *4* при межцентровом расстоянии больше расчетного. Видно, что между поверхностями зубьев колес появляется зазор Δ, и колеса вообще не имеют точек контакта. При повороте винтового эксцентрика *2* на угол φ появляется точка контакта с поверхностью зубьев колеса *4*. На рис. 3, *а* показано сечение колес плоскостью, проходящей через эту точку контакта, а на рис. 3, *б* — общий вид зацепления колес. Поверхность винтового эксцентрика показана штриховыми линиями. Линиями *B* и *D* на поверхностях обоих колес показано местоположение точек контакта в разных фазах взаимного поворота колес. В показанном случае линия контакта превращается в точку *F*, лежащую на пересечении линий *B* и *D*. В реальной конструкции зацепления колес с учетом отклонений и погрешностей построения поверхностей точка *F* превращается в пятно контакта. При вращении винтового эксцентрика *2* пятно контакта перемещается по линии *D*, расположенной на фронте винтовой циклоидальной поверхности. Были построены аналогичные картины для различных величин отклонений Δ межцентрового расстояния колес от идеального расчетного. Они показали, что положение линии *D* на фронте винтовой циклоидальной кривой при этом изменяется мало.

На рис. 4 показаны фрагменты винтовой циклоидальной поверхности и расположение на них точек контакта для различных Δ. Данные приведены для колес с межцентровым расстоянием 50 мм и числом циклоидальных зубьев $n = 10$ при отклонении Δ = 10 мкм (рис. 4, *а*) и Δ = 100 мкм (рис. 4, *б*). Частыми точками показано расположение на винтовой поверхности точек перегиба циклоидальной кривой, т. е. точек перехода выпуклой поверхности в вогнутую; редкими — положение точек контакта на винтовой циклоидальной поверхности. Из рисунка видно, что точки контакта профилей лежат в непосредственной близости от линии перегиба в области с отрицательным радиусом кривизны (вогнутые участки циклоидальной кривой) и с увеличением межцентрового отклонения в 10 раз смещаются незначительно. В точке перегиба любая кривая имеет бесконечно большой радиус кривизны. Соответственно, в точках контакта, лежащих в непосредственной близости от точек перегиба, в области отрицательной кривизны приведенный радиус кривизны для конкретной кривой будет наибольшим из возможных. Увеличение радиуса приведенной кривизны позволяет значительно уменьшить контактные напряжения в зацеплении и соответственно повысить нагрузочную способность передачи при прочих равных условиях.

На рис. 5 на торцевом сечении циклоидального профиля выделена область перемещения точек контакта при различных отклонениях межосевого расстояния с учетом погрешностей выполнения профилей. Видно, что область контакта всегда лежит в достаточно узкой полосе на участке фронта циклоидальной кривой.

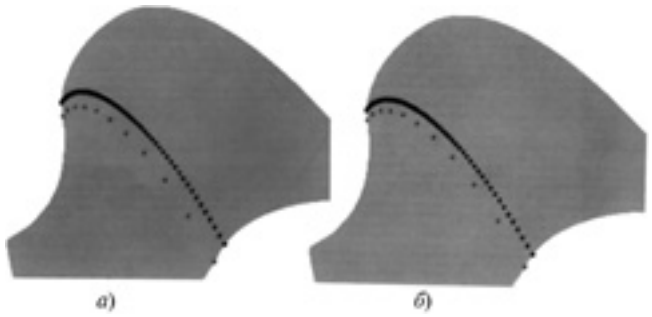


Рис. 4. Фрагмент винтовой поверхности колеса *4*

Таким образом, расчеты показали, что в реальном ЭЦ зацеплении работают только участки профилей, лежащие на фронте циклоидальной кривой. Соответствующие им рабочие участки винтового эксцентрика образованы боковыми дугами эксцентрично смещенной окружности. Это означает, что точной обработки требуют только эти участки поверхности, вершины же и впадины циклоиды, как и соответствующие участки поверхности винтового эксцентрика, могут иметь любые непересекающиеся друг с другом формы, т. е. вершины *MN* циклоиды (рис. 6, *а*) могут быть срезаны (модифицированы), а сопрягающаяся с ними часть *PR* окружности, наиболее близкая к оси *O* вращения, может быть выполнена в виде кривой *PSR*, лежащей дальше от оси вращения. Такое выполнение винтового эксцентрика повышает его прочность, так как увеличивается поперечное сечение детали. Точно так же может быть срезана (модифицирована) наиболее удаленная от оси вращения часть *KL* окружности (рис. 6, *б*), а соответствующая ей впадина *TV* циклоидальной кривой может иметь меньшую глубину. На рис. 6 штриховыми линиями показана форма "идеальных" кривых в торцевых сечениях колес, а сплошными линиями — реальная форма. Реальная форма должна совпадать с идеальной только на фронтах соответствующих кривых. Это означает, что все остальные участки поверхности могут иметь гораздо более низкие требования к точности изготовления и качеству обработки поверхности.

На рис. 7 приведены сравнительные фотографии входных деталей зацепления, изготовленных с учетом этого факта. Площадь поверхности, требующая точной финишной обработки, у входного вала без среза составляет 102,1 см^2, а у вала со срезом — 53,1 см^2, т. е. площадь сократилась почти в 2 раза. Соответственно в 2 раза сократилось время работы многокоординатного обрабатывающего центра, что значительно удешевило технологию. Испытания передачи, детали которой изображены на фотографии, показали, что она работает без заеданий и равномерно передает заявленный момент.

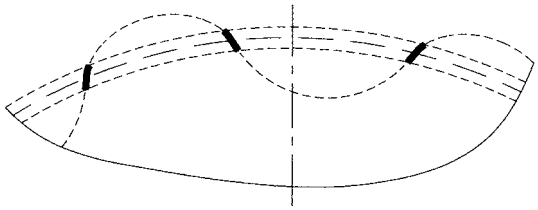


Рис. 5. Торцевое сечение циклоидального колеса

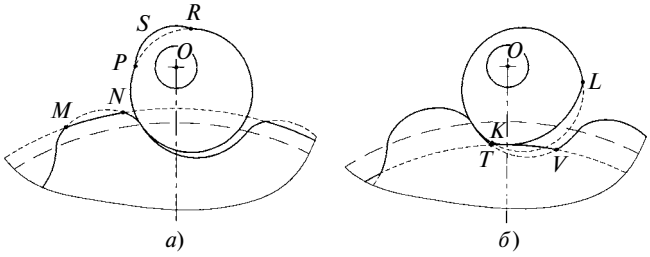


Рис. 6. Фрагменты торцевого сечения зацепления колес с модифицированными головкой циклоидального зуба и ножкой эксцентрикового зуба (*а*) и впадиной между циклоидальными зубьями и головкой эксцентрикового зуба (*б*)

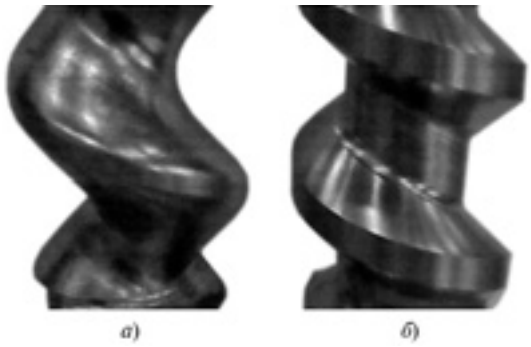


Рис. 7. Фотографии винтовых эксцентриков с немодифицированным (*а*) и модифицированным (*б*) профилем зуба

Таким образом, в результате расчетов с учетом реальных погрешностей изготовления колес показано, что линия контакта в ЭЦ зацеплении превращается в пятно контакта, которое при работе зацепления перемещается вдоль винтовой линии, лежащей на фронте винтовой циклоидальной поверхности вблизи от линии перегиба. Это означает, что зацепление в точке контакта имеет максимальный из возможных приведенный радиус кривизны, что значительно повышает нагрузочную способность зацепления при прочих равных условиях.

Отклонение межцентрового расстояния от расчетного слабо влияет на работоспособность передачи, т. е. ЭЦ зацепление допускает бóльшее отклонение межцентрового расстояния, чем эвольвентное зацепление.

Местоположение пятна контакта на фронте циклоидальной поверхности позволяет выполнять вершины и впадины между зубьями любых произвольных непересекающихся форм, что значительно уменьшает площадь поверхности, требующей точной финишной обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Новый** вид зацепления колес с криволинейными зубьями / В. В. Становской, С. М. Казакявичюс, Т. А. Ремнёва и др. // Справочник. Инженерный журнал. 2008. № 9(138). С. 34—39.

2. **Математическое** моделирование работы редуктора с циклоидально-эксцентриковым зацеплением / А. М. Бубенчиков, Н. Р. Щербаков, В. В. Становской и др. // Вычислительные технологии. 2009. Т. 14. № 2. С. 51—57.

3. **Савёлов А. А.** Плоские кривые. М.: Гос. изд-во физ.-мат. лит-ры, 1960. 294 с.

УДК 621.833

П. А. КАРГИН, канд. техн. наук (РГАСХМ, г. Ростов-на-Дону), e-mail: chenna@yandex.ru

Синтез переходной кривой эвольвентных зубьев колес с несимметричными профилями

Рассмотрен аналитический способ определения переходных кривых ножек несимметричных зубьев колес. На первом этапе, используя метод построения рулетт, связанных с перекатывающимися друг по другу начальными окружностями, находят координаты точек таких переходных кривых при скольжении вершин зубьев по переходным кривым ножек. На втором этапе конструируют радиальный зазор, очертания которого должны соответствовать критериям простоты изготовления зубьев и наименьшей концентрации напряжений в корне зуба.

Ключевые слова: эвольвентная зубчатая передача, несимметричный профиль зубьев, переходные кривые ножек.

An analytical method for determining the transition curves of roots of asymmetric teeth of wheels is considered. In the first stage, using the method of constructing of the rulettes, related with the pitch circles, rolling to one on another, the coordinates of points of such transition curves at sliding of teeth tops on the transition curves of roots are defined. In the second stage a radial clearance is designed, the outlines of which must meet the criteria for ease of manufacture of teeth and minimal stress concentration at the root of the tooth.

Keywords: involute gear, asymmetrical teeth profile, the transient curves of the roots.

В современной технике начинают применяться эвольвентные зубчатые колеса с несимметричными профилями зубьев [1, 2]. В работе [2] автором было выполнено проектирование самотормозящейся передачи с такими зубьями. В данной статье рассматривается синтез переходных кривых ножек зубьев названной передачи, которому в работе [2] было уделено недостаточно внимания.

Пусть имеется зубчатая передача с теми же геометрическими параметрами, что и у передачи, представленной в работе [2]: числа зубьев колес $z_1 = z_2 = 6$, углы зацепления рабочих и тормозящих профилей соответственно $\alpha_W = 20°$, $\alpha^*_W = 80°$, межосевое расстояние $a_W = 300$ мм. Прочие параметры будут представлены по ходу работы. Схема показана на рис. 1 (эвольвенты зубьев пока не имеют переходных кривых).

Задачу синтеза переходных кривых ножек зубьев будем решать в два этапа. На первом этапе проектирования рассчитаем такую переходную линию ножек зубьев, которая при вращении зубчатых колес обеспечит ее последовательный контакт с точкой вершины зуба сопряженного колеса (как это, например, осуществляется при накатке зубчатых колес). Для этого применим метод построения кривых (рулетт), связанных с перекатывающимися друг по другу начальными окружностями. При этом рулетты описываются нормалями к ним, проходящими через мгновенные полюса вращения [3]. На рис. 2 показано такое беззазорное (без радиального зазора) зацепление двух эвольвентных зубчатых колес с несимметричными профилями зубьев, контактирующих рабочими профилями. На рис. 2, *а* представлено исходное положение колес, причем колесо *1* принято формирующим переходную кривую ножки колеса *2*. Применим метод обращения движения. Тогда колесо *2* станет неподвижным, а колесо *1* своей начальной окружностью радиусом r_{W_1} будет перекатываться по начальной окружности радиусом r_{W_2} колеса *2*. При равенстве дуг PP'_1 и PP'_2 колесо *1* повернется вокруг собственной оси O_1 на угол γ_1, а вокруг оси O_2 на угол γ_2. Новое положение колеса *1* показано на рис. 2, *б*, при этом

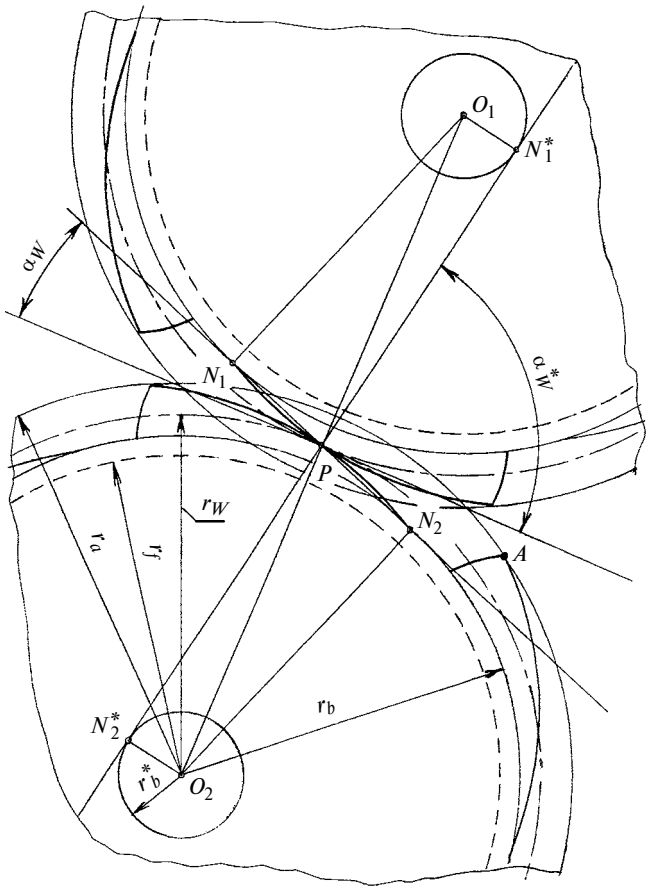


Рис. 1. Схема зацепления эвольвент зубчатой передачи с несимметричными профилями зубьев

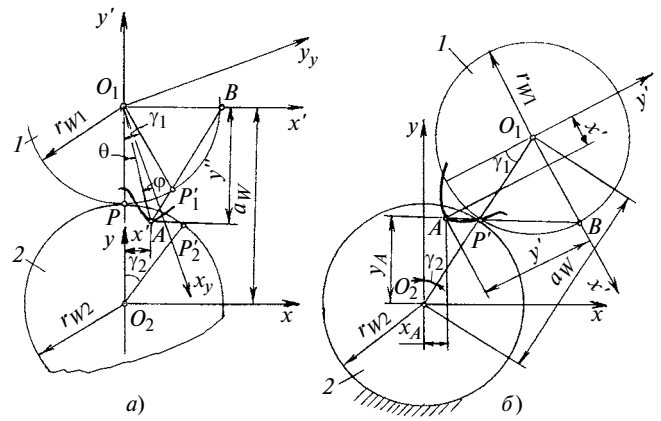


Рис. 2. Схемы зацепления проектируемой зубчатой пары в исходном положении (*а*) и после поворота колеса *1* на угол γ_1 (*б*)

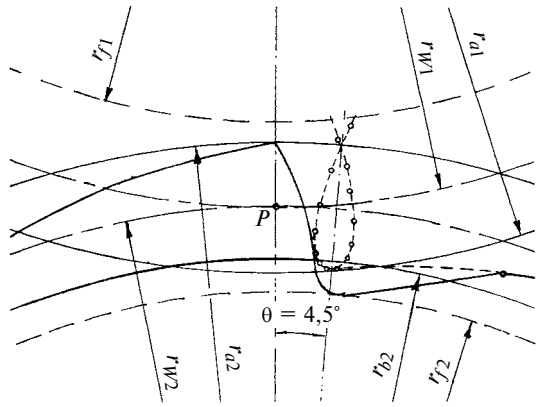


Рис. 3. Построение переходной кривой ножки зубьев колеса

контактная нормаль AB пройдет через новый полюс P' вращения.

Подвижная система координат $x'O_1y'$ связана с колесом *1*, причем начало координат O_1 совпадает с его центром. Ось y' совмещена с осью впадины рабочего профиля зуба колеса *1*. Точка A вершины зуба колеса *1* в системе координат $x'O_1y'$ имеет координаты x' и y'. Траектория этой точки в неподвижной системе координат xO_2y и будет представлять собой искомый профиль галтели зуба колеса *2* на первом этапе синтеза.

При геометрическом расчете профилей несимметричного зацепления координаты точки A определяются в системе координат $x_yO_1y_y$ как x_y и y_y (см. рис. 2, *а* и работу [2]). Для перехода в систему координат $x'O_1y'$ применим известные формулы преобразования координат:

$$\left.\begin{aligned} x' &= x_y\sin(\theta+\varphi) + y_y\cos(\theta+\varphi); \\ y' &= -x_y\cos(\theta+\varphi) + y_y\sin(\theta+\varphi). \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

Для рассматриваемой передачи $\theta = 4{,}5°$, $\varphi = 12{,}8396°$, $x_y = 158{,}5$ мм, $y_y = -36{,}0$ мм (см. работу [2]).

После расчетов по формулам (1) получаем координаты вершины зуба (точки A): $x' = 12{,}874$ мм, $y' = -161{,}702$ мм. Эти координаты, естественно, остаются неизменными при повороте колеса *1*.

Так как дуги PP_1' и PP_2' равны, то $\gamma_1 = \gamma_2(z_1/z_2)$, а в нашем случае при $z_1 = z_2$ получаем $\gamma_1 = \gamma_2$.

Используя схему и размерную цепь, соответствующие рис. 2, *б*, получаем выражения для координат точек переходной кривой первого этапа синтеза, когда она образуется вершиной зуба сопряженного колеса:

$$\left.\begin{aligned} x_A &= a_W\sin\gamma_2 + y'\sin\frac{\gamma_2(z_1+z_2)}{z_1} + x'\cos\frac{\gamma_2(z_1+z_2)}{z_1}; \\ y_A &= a_W\cos\gamma_2 + y'\cos\frac{\gamma_2(z_2+z_1)}{z_1} - x'\sin\frac{\gamma_2(z_1+z_2)}{z_1}. \end{aligned}\right\}$$

Здесь аргументом является угол γ_2 поворота. Учитывая, что $z_1 = z_2$, получим:

$$\left.\begin{aligned} x_A &= a_W\sin\gamma_2 + y'\sin 2\gamma_2 + x'\cos 2\gamma_2; \\ y_A &= a_W\cos\gamma_2 + y'\cos 2\gamma_2 - x'\sin 2\gamma_2. \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

Принимая γ_2 равным от $-18°$ до $30°$, выполняем расчет по формулам (2).

По полученным координатам в осях xO_2y построена петлеобразная рулетта — траектория точки A — вершины зуба колеса *1* (рис. 3). Она без излома сопрягается с эвольвентами обоих профилей зуба и потому может быть принята за переходную кривую при оформлении профилей зубьев колес. Однако при вращении колес такие зубья своими вершинами будут скользить по переходным кривым ножек, т. е. радиального зазора не будет. Такие очертания ножек зубьев и будут результатом синтеза на первом этапе проектирования.

На втором этапе проектирования следует сконструировать радиальный зазор, который необходим для компенсации неточностей изготовления и монтажа колес, размещения смазочного материала и т. п. В проектируемой передаче в соответствии с глубиной захода зубьев примем наибольший радиальный зазор равным 5 мм, очертания же его должны соответствовать критериям простоты изготовления и наименьшей концентрации напряжений на корне зуба. Как видно из рис. 3, в данном случае контур радиального зазора включает в себя дуги окружностей и отрезки прямых линий. Возможны и другие очертания переходной кривой, например в виде одной дуги окружности, охватывающей найденную рулетту.

Если передача имеет разные числа зубьев шестерни и колеса, то проделанные этапы проектирования должны быть повторены еще раз.

Выводы

1. Для построения переходной кривой ножек зубьев эвольвентной передачи с несимметричными профилями зубьев на первом этапе целесообразно рассчитать предварительную кривую при отсутствии радиального зазора между сопряженными зубьями колес. Это можно осуществить, используя метод построения рулетт при обкатывании начальных окружностей колес.

2. На втором этапе следует оформить окончательную переходную линию — такую, чтобы полученная ранее переходная кривая оказалась как бы внутри окончательной кривой. Для этого целесообразно использовать технологически простые части дуг окружностей и отрезки прямой линии, не приводящие к концентрации напряжений в корне зуба. Таким образом, вся впадина несимметричного зуба будет описана аналитическими зависимостями, что позволит изготовлять зубья с необходимой точностью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Вулгаков Э. Б., Капелевич А. Л.** Редуктор авиационного турбовинтового двигателя ТВ7-117 // Вестник машиностроения. 2000. № 11. С. 13—17.

2. **Каргин П. А.** Проектирование и испытание самотормозящейся зубчатой передачи // Вестник машиностроения. 2008. № 12. С. 3—6.

3. **Гавриленко В. А.** Зубчатые передачи в машиностроении. М.: Машиностроение, 1962. 531 с.

УДК 621.833. 6

Ф. И. ПЛЕХАНОВ, д-р техн. наук, А. В. ОВСЯННИКОВ
(Глазовский инженерно-экономический институт), e-mail: gfizhgtu@udm.net

Исследование распределения нагрузки по длине ролика зубчато-роликовой планетарной передачи

Приведен аналитический метод определения удельной нагрузки в зонах контакта роликов, сателлитов и дисков зубчато-роликовой планетарной передачи типа K-H-V, основанный на решении дифференциальных уравнений совместимости перемещений сопрягаемых элементов механизма.

Ключевые слова: зубчато-роликовая планетарная передача, внутреннее зацепление, распределение нагрузки, зона контакта.

An analytical method for determining the specific load in the contact zones of rollers, satellites, and disks of the tooth-and-roller planetary gear of K-N-V type is presented. The method is based on a solution of differential equations of the displacements compatibility of mated elements of the mechanism.

Keywords: tooth-and-roller planetary gear, internal engagement, load distribution, the contact area.

Планетарные передачи с одним или двумя внутренними зацеплениями зубчатых колес и небольшой разницей в числах зубьев выгодно отличаются от других типов планетарных передач простотой конструкции при большом передаточном отношении в одной ступени [1]. Однако необходимость использования механизма восприятия момента сил, действующих на сателлит, несколько сдерживает их применение. Это связано с тем, что простой по конструкции механизм восприятия момента (например цевочный) резко снижает коэффициент полезного действия передачи, а сложный (например кривошипный) — ухудшает основное ее достоинство — простоту конструкции. Для уменьшения осевого размера передачи можно использовать шариковый или роликовый механизм восприятия момента [2].

Наиболее простой и эффективной является передача с внутренними зацеплениями колес и механизмом восприятия момента в виде дисков с отверстиями, в которых установлены ролики (рис. 1). Отверстия такого же диаметра имеют и сателлиты. Разница диаметров отверстий дисков, сателлитов (D) и роликов (d) равна эксцентриситету a_w ведущего вала-водила. Конструкция про-

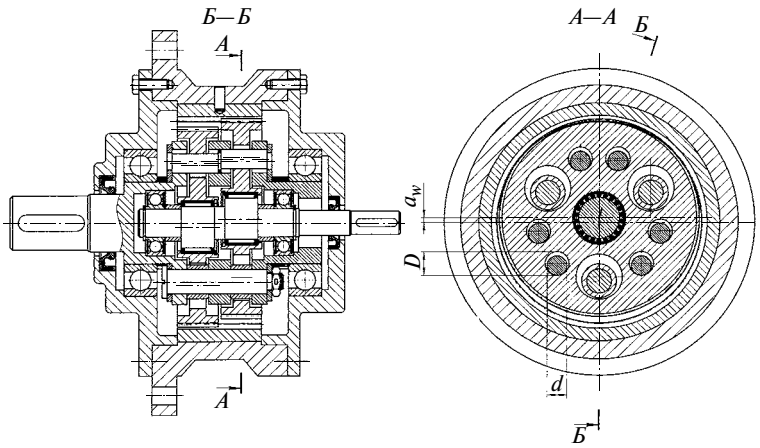


Рис. 1. Планетарная передача с внутренними зацеплениями колес и роликовым механизмом восприятия момента

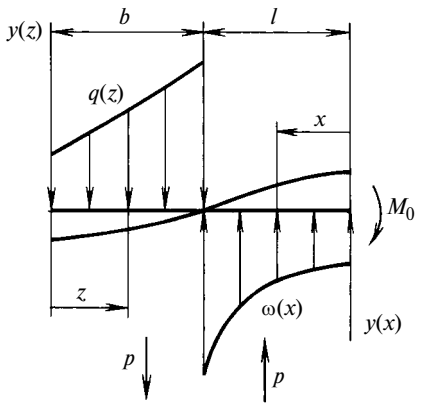


Рис. 2. Схема нагруженно-деформированного состояния ролика механизма восприятия момента

ста и в то же время не приводит к большим потерям мощности на трение, так как ролики в процессе работы передачи перекатываются по цилиндрическим поверхностям дисков.

Для расчета данной планетарной передачи на прочность важно знать законы распределения нагрузки в зонах контакта ролика с сателлитом и диском. Деформация ролика под действием изгибающего момента и поперечной силы приводит к неравномерному распределению нагрузки в местах сопряжения элементов механизма (рис. 2), поэтому коэффициент данной неравномерности может оказаться недопустимо большим.

В зоне контакта ролика с сателлитом распределенная нагрузка $\omega(x) = [y(x) + \delta]C$. Здесь $C = E/4$ — удельная контактная жесткость сопряжения [3], где E — модуль упругости первого рода; $\delta = \text{const}$; $y(x)$ — перемещение оси на участке длиной l — половина длины площадки контакта ролика с сателлитом. Тогда уравнение упругой линии ролика на указанном участке примет вид:

$$y^{II}(x)C = \omega^{II}(x) = C\frac{M(x)}{JE} + KC\frac{\omega(x)}{FG}. \qquad (1)$$

Здесь $M(x) = M_0 - \int_0^x \omega(v)(x-v)\mathrm{d}v$; $K = 1{,}11$; G — модуль упругости второго рода; F и J — площадь и осевой момент инерции сечения; M_0 — момент изгиба ролика в среднем его сечении (при $x = 0$).

Из уравнения (1) следует:

$$\omega^{II}(x) - \frac{KC}{FG}\omega^{II}(x) + \frac{C}{JE}\omega(x) = 0. \qquad (2)$$

Решая уравнение (2) с учетом симметрии кривой распределения нагрузки на участке длиной $2l$ (см. рис. 2), получим:

$$\omega(\bar{x}) = C_1\mathrm{sh}(\alpha\bar{x})\sin(y\bar{x}) + C_2\mathrm{ch}(\alpha\bar{x})\cos(y\bar{x}), \qquad (3)$$

где $\bar{x} = x/l$; $\alpha = l\left|\sqrt[4]{\frac{C}{JE}}\right| \times \cos\left(0{,}5\arccos\frac{K\left|\sqrt{JEC}\right|}{2GF}\right) = \alpha^*\bar{l} = \alpha^* l/d \quad (\alpha^* = \alpha d/l)$;

$\gamma = l\left|\sqrt[4]{\frac{C}{JE}}\right|\sin\left(0{,}5\arccos\frac{K\left|\sqrt{JEC}\right|}{2GF}\right) = \gamma^*\bar{l} \quad (\gamma^* = \gamma d/l)$.

Аналогично, в зоне контакта ролика с диском нагрузка $q(z) = [y(z) + \Delta]C$, $\Delta = \text{const}$ и уравнение упругой линии ролика

$$y^{II}(z)C = q^{II}(z) = \frac{KC}{FG}q(z). \qquad (4)$$

Уравнение (4) не учитывает изгибающий момент, так как на этом участке относительная длина $\bar{b} = b/d$ мала и изгиб оси обусловлен в основном действием

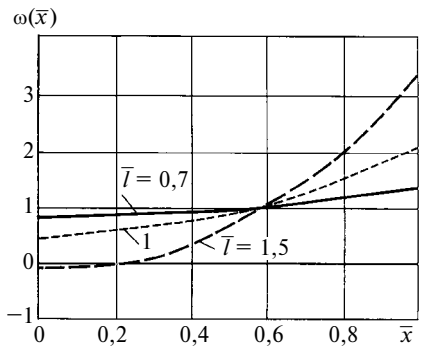


Рис. 3. Распределение нагрузки по длине ролика в зоне контакта с сателлитом при разных значениях *l*

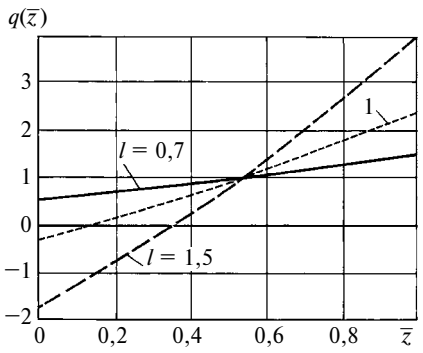


Рис. 4. Распределение нагрузки по длине ролика в зоне его контакта с диском механизма восприятия момента при разных значениях *l*

поперечной силы. Решение уравнения (4) имеет вид:

$$q(\bar{z}) = C_3\mathrm{sh}(\beta\bar{z}) + C_4\mathrm{ch}(\beta\bar{z}), \qquad (5)$$

где $\bar{z} = z/b$; $\beta = b\left|\sqrt{\frac{CK}{FG}}\right| = \beta^*\bar{b} = \beta^* b/d \quad (\beta^* = \beta d/b)$.

Постоянные интегрирования $C_1 \div C_4$ определяются из уравнений статики и граничных условий (см. рис. 2):

$$\int_0^1 q(\bar{z})\mathrm{d}\bar{z} = P/b = q;$$

$$\frac{\bar{l}}{\bar{b}}\int_0^1 \omega(\bar{x})\mathrm{d}\bar{x} = P/b = q;$$

$$q^I(\bar{z} = 1) = \omega^I(\bar{x} = 1)\frac{\bar{b}}{\bar{l}};$$

$$\omega^{II}(\bar{x} = 1) = 16\frac{(\bar{b}\bar{l})^2}{\pi} \times \int_0^1 q(\bar{z})(1-\bar{z})\mathrm{d}\bar{z} + 2{,}5\frac{K\bar{l}^2}{\pi}\omega(\bar{x} = 1).$$

На рис. 3 и 4 представлены зависимости (3) и (5), построенные при $q = 1$ для различных значений таких показателей, как относительная длина $\bar{l}$ и $\bar{b} = \bar{l}$, определяющих неравномерность распределения нагрузки в зонах контакта ролика с диском и сателлитом и позволяющих рассчитать сопряжения на контактную прочность. Их анализ показал, что отношение суммарной длины

Рис. 5. Зубчато-роликовая планетарная передача привода транспортера

ролика к его диаметру не должно быть больше трех, в противном случае имеет место большой коэффициент неравномерности распределения нагрузки и возможно преждевременное изнашивание сопрягаемых тел.

На рис. 5 показана передача с одним внутренним зацеплением колес, спроектированная с использованием приведенных зависимостей, которая предназначена для привода транспортера. Испытания механизма показали его работоспособность и сравнительно высокий КПД (≈85 %).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кудрявцев В. Н., Кирдяшев Ю. Н., Гинзбург Е. Г.** Планетарные передачи: Справочник. Л.: Машиностроение, 1977. 563 с.

2. **Пат. 2399813 Рос. Федерации:** МПК F16H 1/32. Планетарная передача.

3. **Плеханов Ф. И., Овсянников А. В., Казаков И. А.** Экспериментальное исследование деформативности элементов планетарных передач // Науч. конф. "Научно-технические и социально-экономические проблемы регионального развития". Глазов: 2010. С. 76—78.

УДК 621.833.65

И. А. ЕВСЕЕНКО, канд. техн. наук (Белорусско-Российский университет, г. Могилев, Беларусь), e-mail: 327igor@rambler.ru

Снижение динамической нагруженности элементов в контуре циркуляции мощности планетарной коробки передач автомобиля

Разработаны рекомендации по снижению динамической нагруженности элементов в контуре циркуляции мощности планетарной коробки передач автомобиля путем увеличения времени регулирования давления в гидроцилиндре включаемого фрикционного тормоза и дополнительного кратковременного подключения фрикционов из числа не включаемых при работе передачи заднего хода. Рекомендованная характеристика изменения давления в гидроцилиндре включаемого фрикциона на передаче заднего хода позволила снизить динамические нагрузки на 14 % в элементах коробки передач БелАЗ-7516.

Ключевые слова: динамическая нагруженность, планетарная коробка передач, динамическая модель, циркуляция мощности, регулирование давления, программное обеспечение SMM Model.

The guidelines have been elaborated to reduce the dynamic loading of elements in the contour of circulation of power of the motor car planetary gear box by increasing the control time of pressure in the hydraulic cylinder of switched-on friction brake and an additional short-term switching the frictions from the numbers of non-switched ones at working of the reverse gear. Recommended characteristic of the pressure change in the hydraulic cylinder of switched-on friction on the reverse gear allows reduce the dynamic loads in the elements of the gearbox BelAZ-7516 motor car by 14 %.

Keywords: dynamic loading, planetary gearbox, dynamic model, circulation of power, pressure control, MM Model software.

Актуальность проведения исследований циркуляции мощности в планетарных коробках передач (ПКП) автомобиля и разработки на их основе рекомендаций по снижению динамической нагруженности в элементах ПКП объясняется тем, что снижение динамической нагруженности позволяет повысить надежность и ресурс всей трансмиссии. При этом необходимо отметить, что во многих ПКП, в том числе и зарубежных, таких как Caterpillar и Allison, при работе передачи заднего хода имеет место циркуляция мощности, что допускается, так как относительный пробег автомобиля на передачах заднего хода невелик (не превышает 3 % от его общего пробега [1]). Однако в определенных условиях может возникнуть (и возникает) необходимость продолжительного движения автомобиля задним ходом или частого включения и выключения передачи заднего хода.

Разработка рекомендаций по снижению динамической нагруженности в элементах ПКП заключалась в изменении характеристики регулирования давления в гидроцилиндре включаемого фрикциона и дополнительном подключении фрикционных элементов из числа не включаемых при работе передачи заднего хода.

Увеличение времени регулирования давления в гидроцилиндре фрикционного тормоза, включаемого на передаче заднего хода

Рассмотрим схему (рис. 1) циркуляции мощности в планетарной коробке передач карьерного самосвала БелАЗ-7516 на передаче заднего хода при включении фрикционного тормоза T_4 (тормоз T_1

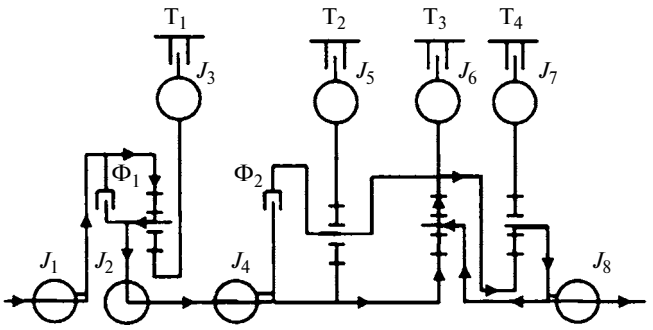


Рис. 1. Схема циркуляции мощности на передаче заднего хода:
$J_1 \div J_8$ — моменты инерции сосредоточенных масс; Φ_1, Φ_2 — фрикционные муфты; $T_1 \div T_4$ — фрикционные тормоза

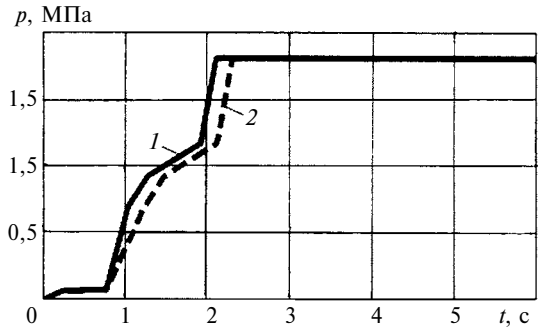


Рис. 2. Исходная *1* и предлагаемая *2* характеристики изменения давления в гидроцилиндре фрикционного тормоза T_4

включен на нейтрали). Для построения динамической модели трансмиссии автомобиля использовали программное обеспечение SMM Model [2].

Время регулирования давления в исполнительном гидроцилиндре (рис. 2) включаемого фрикционного тормоза T_4 определяет скорость нарастания давления и время включения передачи заднего хода. Увеличение времени регулирования снижает скорость нарастания давления и увеличивает время включения передачи, а следовательно, момент трения фрикционного тормоза нарастает более плавно, что снижает динамические нагрузки в элементах ПКП, так как создаваемый тормозом реактивный момент определяет величину динамических нагрузок. Как известно, мощность определяется как произведение скоростного и силового факторов. Если динамические нагрузки будут невелики, то основное влияние на скалярную величину мощности будет оказывать скоростной фактор, трансформация которого не зависит от циркуляции мощности [3]. Кроме того, при плавном включении фрикционного тормоза возрастает время буксования фрикциона и тем самым увеличивается количество мощности, преобразуемой в теплоту, и, таким образом, снижается мощность, циркулирующая в контуре, а следовательно, уменьшаются динамические нагрузки. Увеличение времени буксования фрикционного тормоза T_4 не вызовет перегрева фрикционных дисков (превышения допустимых удельных мощности и работы буксования), так как начальная угловая скорость элемента с моментом инерции J_7 невелика (ω_7 = 11,791 рад/с).

На рис. 3 представлены изменения максимальных амплитуд моментов на водилах третьего ($M_{h3\max}$) и четвертого ($M_{h4\max}$) планетарных рядов и момента $M_{\text{вых.з.х.max}}$ на выходном валу ПКП в зависимости от приращения $\Delta t_{\text{рег}}$ времени регулирования давления в исполнительном гидроцилиндре фрикционного тормоза T_4. Из анализа рис. 3 следует, что приращение $\Delta t_{\text{рег}}$ времени регулирования не должно превышать 0,2 с. При дальнейшем увеличении $\Delta t_{\text{рег}}$ существенного снижения динамических нагрузок в контуре циркуляции не наблюдается. Это связано с тем, что при плавном нарастании момента трения элемент с моментом инерции J_7 (см. рис. 1) начинает быстро разгоняться. Кроме того, увеличивается время буксования фрикциона T_4, а следовательно, время включения передачи заднего хода.

Предлагаемая характеристика изменения давления в гидроцилиндре фрикционного тормоза T_4 для снижения динамических нагрузок в контуре циркуляции мощности приведена на рис. 2. Она позволяет снизить динамические нагрузки на водиле четвертого планетарного ряда на 14 %. При этом время буксования фрикциона T_4 возрастет на 0,33 с и составит 1,34 с, а максимальное значение амплитуды ускорения автомобиля снизится на 27 %. Максимальные удельные мощность и работа буксования фрикциона не превышают предельно допустимых значений и составляют: $P_{T_4\text{уд.max}}$ = 299 Вт/м^2 (допустимая удельная мощность буксования согласно рекомендациям работы [4] равна 1500 кВт/м^2); $W_{T_4\text{уд.max}}$ = 140,8 кДж/м^2. Улучшение показателей динамической нагруженности на выходном ва-

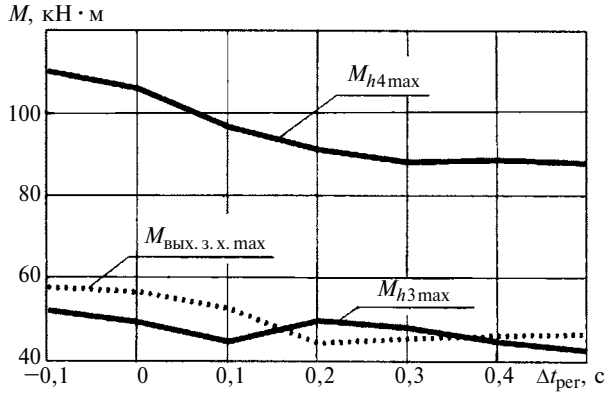


Рис. 3. Изменения максимальных амплитуд моментов в зависимости от приращения времени регулирования давления в гидроприводе фрикционного тормоза, включаемого на передаче заднего хода

лу ПКП на 14 % приводит к ухудшению показателей тепловой динамики фрикциона T_4 на 32,7 %. Учитывая, что фрикцион включается только на передаче заднего хода, время работы на которой по сравнению с остальными передачами невелико (≈2,5 % от общего пробега автомобиля [1]), фрикцион T_4 имеет большой запас ресурса и увеличение времени буксования не представляет опасности. В то же время выходной вал ПКП участвует в передаче потока мощности на всех передачах и именно при трогании автомобиля с места воспринимает большие динамические нагрузки, снижение которых значительно уменьшит накапливаемые усталостные повреждения.

Кратковременная подача давления в гидроцилиндр фрикциона из числа не включаемых на передаче заднего хода

Один из предлагаемых способов снижения динамических нагрузок в контуре циркуляции мощности ПКП во время переходного процесса — отвод части потока мощности на планетарные ряды ПКП, не участвующие в трансформации параметров мощности, и преобразование части мощности в теплоту путем подключения дополнительных фрикционов, не используемых на передаче заднего хода. В работе [5] данный способ рекомендован для снижения нагруженности фрикционов ПКП.

При работающей передаче заднего хода второй планетарный ряд ПКП не участвует в трансформации потока мощности, так как динамические нагрузки и мощности на его элементах на порядок ниже, чем на остальных элементах ПКП. Следовательно, часть мощности во время переходного процесса можно направить на этот планетарный ряд путем кратковременного включения фрикционной муфты $Ф_2$ или фрикционного тормоза T_2 (см. рис. 1). При этом давление в гидроцилиндре кратковременно подключаемого фрикционного элемента должно достигать максимального значения приблизительно в момент включения передачи, когда динамические нагрузки начинают стремительно возрастать. Максимально допустимое давление необходимо выбирать с учетом недопущения включения фрикционного элемента.

Кратковременная подача давления, во-первых, позволяет часть мощности преобразовать в теплоту, а во-вторых, приводит к тому, что часть мощности пойдет на увеличение динамической нагруженности элементов ПКП, которые не входят в контур циркуляции мощности. Таким образом, во время переходного процесса можно уменьшить мощность, подводимую к контуру циркуляции, а следовательно, снизить динамические нагрузки, возникающие в элементах третьего и четвертого

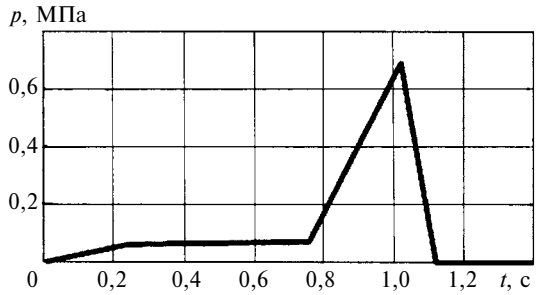


Рис. 4. Изменение во времени давления в гидроцилиндре кратковременно подключаемого фрикционного элемента

планетарных рядов. График изменения давления в кратковременно включаемом фрикционе приведен на рис. 4. Результаты моделирования дополнительного подключения неиспользуемых фрикционов на передаче заднего хода приведены в таблице, анализ которой позволил сделать следующие выводы.

1. Подключение дополнительных фрикционов ухудшает показатели динамичности автомобиля, так как часть мощности расходуется на выполнение работы буксования кратковременно подключаемого фрикциона.

2. Мощности и работы буксования подключаемых фрикционов не превышают установленных ограничений.

3. Не рекомендуется подключать одновременно два и более дополнительных фрикционов из-за существенного ухудшения показателей динамичности автомобиля и усложнения системы управления.

4. Подключение фрикциона $Ф_1$ незначительно улучшает показатели динамической нагруженности (в частности, максимальная амплитуда момента $M_{h4\max}$ снизилась на 7,4 %) и поэтому его дополнительное подключение не имеет смысла.

5. Подключение тормоза T_2 позволяет направить поток мощности на второй планетарный ряд (не участвующий в трансформации параметров потока мощности на передаче заднего хода) и, таким образом, снизить $M_{h4\max}$ на 18,6 %, обеспечивая момент на выходе ПКП таким же, как и при дополнительном подключении тормоза T_3. Однако вследствие небольшого числа (всего четыре) пар трения удельная мощность буксования фрикционных дисков весьма велика и при резком трогании автомобиля может достигнуть предельного значения. Поэтому применение фрикциона T_2 без снижения его ресурса для дополнительного подключения на передаче заднего хода требует увеличения числа пар трения. При этом необходимо обеспечить плановое включение ступеней, на которых этот фрикцион используется в качестве рабочего элемента управления, что может вызвать определенные проблемы для изменения характеристик регулирования давлений и системы управления.

Оценочные показатели

Кратковременно подключаемый фрикцион	Значения показателей																				
	плавности и динамичности движения автомобиля		динамической нагруженности				теплонапряженности														
	a_{max}, м/с^2	$M_{вых.max}$, Н · м	M_{h1max}	M_{h2max}	M_{h3max}	M_{h4max}	$P_{уд.max}$, кВт/м^2					$W_{уд.max}$, кДж/м^2					$t_б$, с				
			Н · м				Фрикцион														
							$Ф_1$	$Ф_2$	$Т_2$	$Т_3$	$Т_4$	$Ф_1$	$Ф_2$	$Т_2$	$Т_3$	$Т_4$	$Ф_1$	$Ф_2$	$Т_2$	$Т_3$	$Т_4$
$Ф_1$	2,687	−51553	13877	−914,16	47515	−99068	293	—	—	—	180,6	79,6	—	—	—	52,5	1,12	—	—	—	0,97
$Ф_2$	1,963	−40194	17724	−1277	43285	−81767	—	716,6	—	—	177,2	—	209,2	—	—	51,8	—	1,12	—	—	0,98
$Т_2$	2,305	−45134	16743	7450	48159	−87067	—	—	1169	—	206	—	—	293,6	—	62	—	—	1,12	—	1,02
$Т_3$	2,26	−45516	17241	−1059	57035	−90394	—	—	—	489	268,5	—	—	—	124,2	81	—	—	—	1,12	1,05
Без дополнительного фрикциона	2,99	−56319	14707	−939,7	50661	−106976	—	—	—	—	195,5	—	—	—	—	59,4	—	—	—	—	1,01

Примечание. $P_{уд.max}$, $W_{уд.max}$, a_{max} — максимальные значения: удельных мощности и работы буксования фрикционов, амплитуды ускорения автомобиля; $t_б$ — время буксования элементов управления.

6. Подключение фрикциона $Т_3$ равноценно приложению внешнего сопротивления к элементу с моментом инерции J_6 (см. рис. 1), расположенному в контуре циркуляции мощности, и приводит к уменьшению максимальной амплитуды момента M_{h4max} на 15,5 % путем распределения части мощности, идущей к четвертому ряду, между первым и третьим планетарными рядами.

7. Для использования в качестве дополнительно подключаемого фрикциона наиболее благоприятна фрикционная муфта $Ф_2$, подключение которой позволяет снизить M_{h4max} на 23,6 %, а M_{h3max} на 14,6 % путем увеличения подвода мощности к первому и второму планетарным рядам и выполнения работы буксования фрикциона. Кроме того, это позволяет снизить работу буксования фрикциона $Т_4$ на 9,6 %. Снижение показателей динамичности движения автомобиля на 34,3 % повысит показатели плавности движения, так как максимальные амплитуды ускорений автомобиля будут ниже, а движение на высоких скоростях задним ходом не характерно для таких автомобилей, как карьерные самосвалы (например, для БелАЗ-7516).

Заключение

Результаты моделирования процесса трогания с места автомобиля БелАЗ-7516 показали, что циркуляция мощности оказывает существенное влияние на качество протекания переходного процесса в звеньях ПКП.

Практическая ценность и новизна полученных результатов заключаются в разработке рекомендаций по снижению динамических нагрузок на третьем и четвертом планетарных рядах ПКП (см. рис. 1) путем увеличения времени регулирования давления на 0,2 с в гидроцилиндре фрикционного тормоза $Т_4$, что позволяет снизить M_{h4max} на 14 %, а путем дополнительного подключения фрикционной муфты $Ф_2$ — на 23,6 %. Разработанные рекомендации использованы при проектировании конструкции гидромеханической передачи карьерного самосвала БелАЗ-7516.

На основе полученных результатов сформулированы следующие рекомендательные требования к ПКП:

1. При наличии в кинематической схеме ПКП замкнутых контуров необходимо проверить циркуляцию мощности.

2. Если при работе передачи заднего хода имеется циркуляция мощности, то желательно, чтобы элементы планетарных рядов, входящие в контур циркуляции и воспринимающие наибольшие динамические нагрузки, не участвовали в преобразовании параметров потока мощности при работе остальных передач. Например, наибольшие динамические нагрузки в ПКП БелАЗ-7516 по силовому фактору возникают в элементах четвертого планетарного ряда. Этот ряд участвует в трансформации параметров потока мощности только при работе передачи заднего хода и не участвует в преобразовании параметров потока мощности при работе передач переднего хода.

3. Для транспортных средств, основным режимом работы которых является движение "вперед—назад", использование ПКП с циркуляцией мощности при работе передачи заднего хода нежелательно.

УДК 62-82/-83

Ю. А. МЕДВЕДЕВ, канд. техн. наук (Владимирский ГУ), e-mail: medvedev@vladggu.ru

Влияние разброса значений параметров гидроусилителей на динамику систем управления

Оценено влияние случайных вариаций обобщенных параметров электрогидравлических усилителей двухканальной системы автоматического управления с двухдвигательным приводом на устойчивость и качество переходных процессов.

Ключевые слова: электрогидравлические приводы, вероятностный подход к расчету.

The influence of random variations of the generalized parameters of electro hydraulic amplifiers of a two-channel automatic control system with twin-engine drive upon stability and quality of the transients is evaluated.

Keywords: electro-hydraulic actuators, probabilistic approach to the calculation.

Рассмотрим двухканальную электрогидравлическую систему управления с общим выходом, содержащую электрогидроусилители (ЭГУ) типа "сопло—заслонка" и гидромоторы аксиально-поршневого типа. Структурная схема линеаризованной системы управления приведена на рис. 1, где $W_1(S)$, $W_2(S)$, $W_3(S)$ и $W_1'(S)$, $W_2'(S)$, $W_3'(S)$ — передаточные функции ЭГУ первого и второго объединяемых приводов соответственно; $W_4(S)$, $W_5(S)$, $W_7(S)$ и $W_4'(S)$, $W_5'(S)$, $W_7'(S)$ — передаточные функции гидромоторов этих приводов; $W_6(S)$, $W_6'(S)$ — передаточные функции, учитывающие жесткость механических передач; $W_8(S)$, $W_9(S)$ — передаточные функции, характеризующие нагрузку системы; $W_{10}(S)$ — передаточная функция главной отрицательной обратной связи (ООС) по скорости; $W_0(S)$, $K_у$ — передаточная функция и коэффициент усиления электронного усилителя; $U_\varepsilon(S)$ — сигнал ошибки (рассогласования); $U_{вх}(S)$ — сигнал управления на входе; $U_{ос}(S)$ — сигнал главной ООС; $K_{тг}$, $T_{тг}$ — коэффициент передачи и постоянная времени тахогенератора цепи ООС; $K_{оу1}$, $K_{оу2}$ и $T_{оу1}$, $T_{оу2}$ — коэффициенты передачи и постоянные времени операционных усилителей соответствующих каналов; $K_{ЭГУ1}$, $K_{ЭГУ2}$ и $T_{ЭГУ1}$, $T_{ЭГУ2}$ — коэффициенты передачи и постоянные времени ЭГУ$_1$ и ЭГУ$_2$; $K_{з1}$, $K_{з2}$ — коэффициенты передачи золотников; K_{Q1}, K_{Q2} — коэффициенты расходных характеристик золотниковых распределителей; $K_{гм1}$, $K_{гм2}$ — коэффициенты передачи соответствующих гидродвигателей; $M_{уC_1}(S)$, $M_{уC_2}(S)$ — моменты упругой связи между соответствующим гидродвигателем и нагрузкой; $I_1(S)$, $I_2(S)$, $X_1(S)$, $X_2(S)$ — промежуточные координаты ЭГУ объединяемых приводов; J_1, J_2, K_{δ_1}, K_{δ_2} — моменты инерции и коэффициенты передачи по углу поворота вала соответствующих гидродвигателей; $Q_1(S)$, $Q_2(S)$ — суммарный расход гидроусилителей соответствующего канала; $\varphi_н(S)$ — угол поворота выходного вала нагрузки; $\varphi_1(S)$, $\varphi_2(S)$ — выходная координата выходного вала соответствующего гидродвигателя; Ω и $J_н$ — угловая скорость и момент инерции нагрузки; C_1, C_2 — коэффициенты, учитывающие нежесткость механической передачи от соответствующего гидродвигателя; A_1, A_2, A_3, A_1', A_2', A_3' — числовые коэффициенты.

Из всех элементов привода, параметры которых от образца к образцу могут существенно различаться и меняться случайным образом в процессе эксплуатации, основными являются ЭГУ мощности. Варьируемые параметры: постоянные времени и коэффициенты передачи электромеханических преобразователей ($T_{ЭМП}$ и $K_{ЭМП}$) и гидроусилителей ($K_{ГУ}$, $T_{ГУ}$); коэффициенты расходных характеристик золотниковых распределителей (K_{Q1} и K_{Q2}). Постоянная времени $T_{ГУ}$ и коэффициент передачи $K_{ГУ}$ гидроусилителей (ГУ) могут изменяться в 2÷2,5 раза [1]. Изменения этих обобщенных параметров вследствие загрязнения рабочей жидкости, облитерации, изменения температурного режима и

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 14)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Проектирование** трансмиссий автомобилей / Под общ. ред. А. И. Гришкевича. М.: Машиностроение, 1984. 272 с.

2. **Тарасик В. П., Евсеенко И. А.** Прикладное программное обеспечение для моделирования объектов макроуровня // Автоматизация и современные технологии. 2007. № 4. С. 11—18.

3. **Евсеенко И. А.** О циркуляции мощности в планетарной коробке передач // Автомобильная промышленность. 2007. № 3. С. 18—21.

4. **Тракторы.** Проектирование, конструирование и расчет: учебник для вузов / Под ред. И. П. Ксеневича. М.: Машиностроение, 1991. 544 с.

5. **Альгин В. Б., Павловский В. Я., Поддубко С. Н.** Динамика трансмиссии автомобиля и трактора. Минск: Наука и техника, 1986. 214 с.

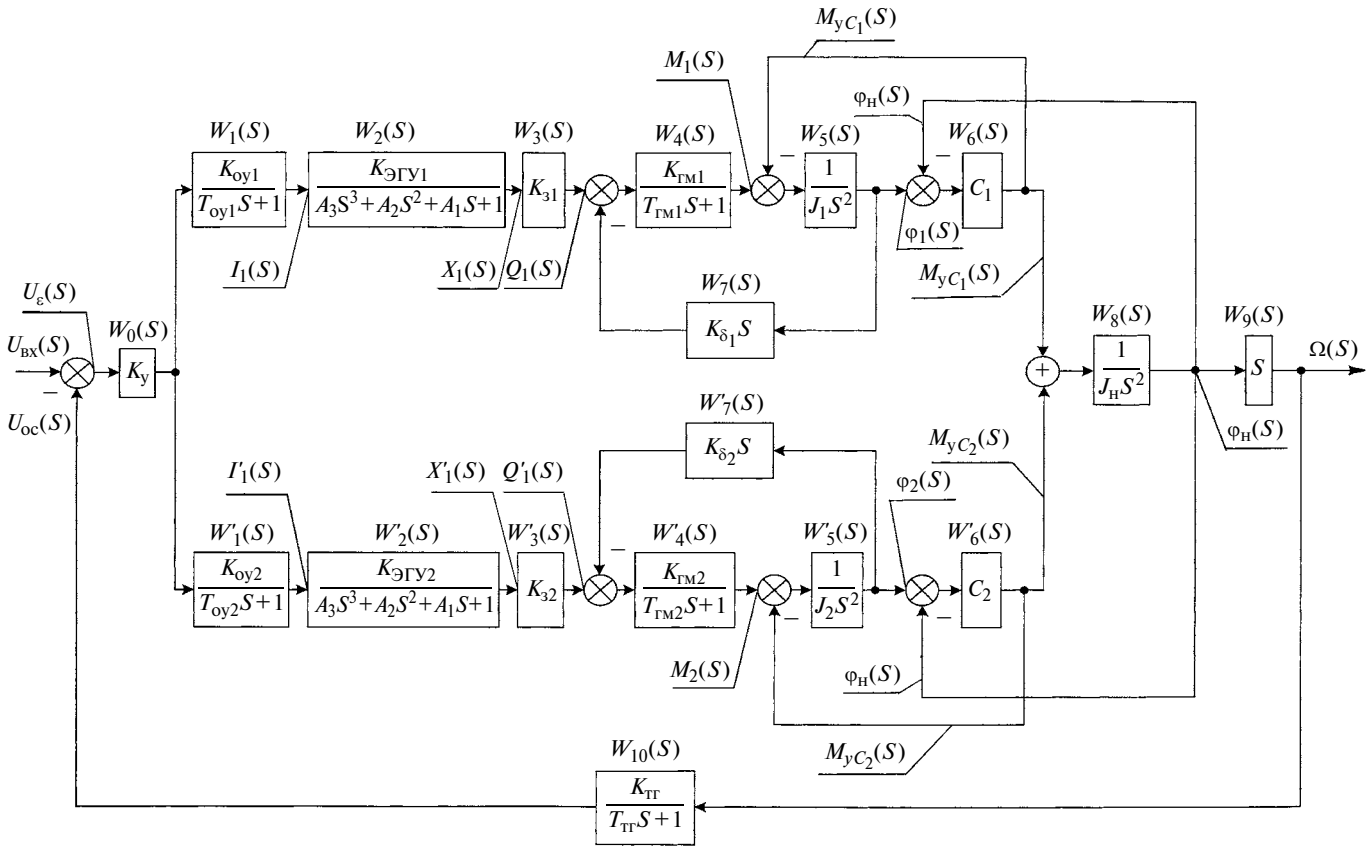


Рис. 1. Структурная схема двухдвигательной электрогидравлической системы управления

т. п. носят случайный характер и происходят значительно медленнее переходных процессов в системе, поэтому систему можно считать стационарной на каждом переходном процессе, но имеющей случайно подобранные параметры. В связи с этим возникает необходимость оценки влияния вариаций параметров ГУ многодвигательного привода на динамические свойства системы автоматического управления (САУ), расчета вероятности выполнения заданных динамических свойств системы и подбора ГУ по критерию требуемой вероятности этих свойств. Вследствие значительных вариаций значений указанных параметров методы теории чувствительности, обычно используемые при решении подобных задач, здесь неприменимы. Поэтому воспользуемся методикой, рассмотренной в работе [2].

Исследуем влияние случайных вариаций коэффициентов усиления и постоянных времени ГУ на устойчивость и качество переходных процессов системы. Для параметров обоих каналов системы в случае их некоррелированности совместная плотность вероятности

$$f(K_{ГУ1},\ T_{ГУ1},\ K_{ГУ2},\ T_{ГУ2}) = \\ = f(K_{ГУ1},\ T_{ГУ1})f(K_{ГУ2},\ T_{ГУ2}).$$

Допустим, что рассматриваемые параметры ГУ одного канала детерминированы, а соответствующие параметры другого канала случайны и подчинены нормальному закону распределения. Хотя такое допущение условно, оно вполне приемлемо, поскольку нас интересует именно влияние различия параметров в отдельных каналах системы.

Известно [1, 3], что для ГУ типа "сопло—заслонка" параметры могут изменяться в пределах $K_{ГУ} = (15 \div 29)$ с$^{-1}$, $T_{ГУ} = (8 \div 15)10^{-3}$ с и связаны точной линейной функциональной зависимостью, т. е. коррелированны и коэффициент корреляции $r \neq 1$. Плотность их распределения имеет вид [4, 5]:

$$f(K_{ГУ},\ T_{ГУ}) = \frac{1}{2\pi\sigma_{K_{ГУ}}\sqrt{1-r^2}}\exp\left\{-\frac{1}{2(1-r)^2}\times\right.$$

$$\times\left[\frac{(K_{ГУ}-M_{K_{ГУ}})^2}{\sigma^2_{T_{ГУ}}} - \frac{2r(K_{ГУ}-M_{K_{ГУ}})(T_{ГУ}-M_{T_{ГУ}})}{\sigma_{K_{ГУ}}\sigma_{T_{ГУ}}} + \right.$$

$$\left.\left. + \frac{(T_{ГУ}-M_{T_{ГУ}})}{\sigma^2_{T_{ГУ}}}\right]\right\}, \qquad (1)$$

где $M_{K_{ГУ}}$, $M_{T_{ГУ}}$ и $\sigma_{K_{ГУ}}$, $\sigma_{T_{ГУ}}$ — математические ожидания и среднеквадратические отклонения параметров, имеющие значения: $M_{K_{ГУ}} = 22$ с; $M_{T_{ГУ}} = 11{,}5 \cdot 10^{-3}$ с; $\sigma_{K_{ГУ}} = 7{,}0$ с$^{-1}$; $\sigma_{T_{ГУ}} = 3{,}5 \cdot 10^{-3}$ с$^{-1}$.

Эллипсы рассеяния значений $K_{ГУ}$ и $T_{ГУ}$ описываются уравнением

$$\frac{(K_{ГУ}-M_{K_{ГУ}})^2}{\sigma^2_{K_{ГУ}}}-\frac{2r(K_{ГУ}-M_{K_{ГУ}})(T_{ГУ}-M_{T_{ГУ}})}{\sigma_{K_{ГУ}}\sigma_{T_{ГУ}}}+$$

$$+\frac{(T_{ГУ}-M_{T_{ГУ}})^2}{\sigma^2_{T_{ГУ}}}=\lambda^2,$$

где $\lambda^2 = \text{const}$.

Центр эллипса находится в точке с координатами $M_{K_{ГУ}}$ и $M_{T_{ГУ}}$, а направление осей симметрии эллипса составляет с осью $T_{ГУ}$ углы, определяемые выражением

$$\text{tg}2\alpha=\frac{2r\sigma_{K_{ГУ}}\sigma_{T_{ГУ}}}{\sigma^2_{T_{ГУ}}-\sigma^2_{K_{ГУ}}}, \qquad (2)$$

т. е. ориентация эллипса относительно координатных осей находится в прямой зависимости от коэффициента r корреляции параметров $K_{ГУ}$ и $T_{ГУ}$ системы.

С учетом масштаба построения областей формула (2) определения угла видоизменяется:

$$\text{tg}2\alpha=\frac{2r\dfrac{\sigma_{K_{ГУ}}\sigma_{T_{ГУ}}}{m\sigma_{K_{ГУ}}m\sigma_{T_{ГУ}}}}{\left[\sigma_{K_{ГУ}}/(m\sigma_{K_{ГУ}})\right]^2-\left[\sigma_{T_{ГУ}}/(m\sigma_{T_{ГУ}})\right]^2}.$$

Полуоси эллипса пропорциональны вероятностным отклонениям, в данном случае принимаем их равными 3σ соответственно.

Вероятность устойчивости системы для двух случайных величин $K_{ГУ}$ и $T_{ГУ}$ с учетом равенства (1) определяется по формуле

$$P\{T_{ГУ},\ K_{ГУ}\in R\}=\iint\limits_{(R)} f(T_{ГУ},\ K_{ГУ})\mathrm{d}T_{ГУ}\mathrm{d}K_{ГУ}<1,$$

где R — область устойчивости системы. При введении соответствующей коррекции можно получить полную вероятность устойчивости системы при данной плотности распределения параметров.

Качество переходных процессов, и прежде всего их длительность, с учетом вариаций указанных параметров можно оценить степенью η устойчивости системы. Время затухания отдельных составляющих переходного процесса системы определяется величиной $e^{\alpha_i t}$, т. е. e^{-t/T_i}, где $T_i = 1/|\alpha_i|$ — постоянная времени затухания (α_i — вещественная часть i-го корня характеристического уравнения).

Можно считать, что длительность i-й составляющей $t_{пi} \approx 3T_i$ [6]. Наиболее длительная составляющая соответствует корню с минимальной величиной действительной части $|\alpha|_{\min}$, которая называется степенью устойчивости системы $\eta = |\alpha|_{\min}$. Длительность переходного процесса $t_п \leqslant 3/\eta$. Величина $|\alpha|_{\min}$ геометрически представляет собой расстояние от мнимой оси до ближайшего корня и служит мерой удаления системы от границы устойчивости, которой на комплексной плоскости является мнимая ось.

Вероятность выполнения переходных процессов с заданным качеством в соответствии с равенством (1):

$$m\{\vec{V}\in R\}=P\{\alpha\geqslant\alpha_{треб}\}=$$

$$=\iint\limits_{(R)} f(T_{ГУ},\ K_{ГУ})\mathrm{d}T_{ГУ}\mathrm{d}K_{ГУ}, \qquad (3)$$

где R — область, определяемая соответствующей кривой равной степени устойчивости.

В соответствии со структурной схемой (см. рис. 1) передаточная функция разомкнутой системы имеет вид:

$$W(S)=\frac{1}{G(S)}\{[H(S)W_2(S)+$$

$$+H'(S)W'_2(S)]W_0(S)W_8(S)W_9(S)\}, \qquad (4)$$

где

$$G(S)=1+W_8(S)\times$$

$$\times\left\{\frac{W_6(S)[1+W_4(S)W_5(S)W_7(S)]}{1+W_4(S)W_5(S)W_7(S)+W_5(S)W_6(S)}+\right.$$

$$\left.+\frac{W'_6(S)[1+W'_4(S)W'_5(S)W'_7(S)]}{1+W'_4(S)W'_5(S)W'_7(S)+W'_5(S)W'_6(S)}\right\};$$

$$H(S)=\frac{W_1(S)W_3(S)W_4(S)W_5(S)W_6(S)}{1+W_4(S)W_5(S)W_7(S)+W_5(S)W_6(S)};$$

$$H'(S)=\frac{W'_1(S)W'_3(S)W'_4(S)W'_5(S)W'_6(S)}{1+W'_4(S)W'_5(S)W'_7(S)+W'_5(S)W'_6(S)}.$$

При подстановке в формулу (4) значений параметров передаточных функций звеньев системы получается довольно громоздкое выражение; поэтому, выделив лишь варьируемые параметры в передаточных функциях $W_2(S)$ и $W'_2(S)$ электрогидравлических усилителей, запишем характеристическое уравнение замкнутой системы в виде:

$$1+\frac{1}{G(S)}\left[\frac{H(S)K_{ЭМП}K_{ГУ}}{(b_0S^3+b_1S^2+b_2S)T_{ГУ}+1}+\right.$$

$$\left.+H'(S)W'_2(S)\right]W_0(S)W_8(S)W_9(S)=0$$

или

$$G(S)[(b_0S^3+b_1S^2+b_2S)T_{ГУ}+1]+$$

$$+H(S)K_{ЭМП}K_{ГУ}W_0(S)W_8(S)W_9(S)+H'(S)W'_2(S)\times$$

$$\times[(b_0S^3+b_1S^2+b_2S)T_{ГУ}+1]\times$$

$$\times W_0(S)W_8(S)W_9(S)=0. \qquad (5)$$

Для построения на плоскости варьируемых параметров областей R воспользуемся обобщением метода D-разбиения на случай, когда независимая комплексная переменная имеет вид [6]:

$$S^* = \alpha + S, \tag{6}$$

где $S = j\omega$ — мнимая часть комплексной переменной (ω — угловая частота); $\alpha = \eta$ — степень устойчивости.

Колебательной границе устойчивости системы соответствует равенство нулю характеристического комплекса, т. е. уравнение (5) можно записать в виде:

$$D(j\omega) = T_{ГУ}[a(\omega) + jb(\omega)] + c(\omega) + jd(\omega) + \\ + K_{ГУ}[e(\omega) + jf(\omega)] = 0, \tag{7}$$

где

$$a(\omega) + jb(\omega) = [b_0(j\omega)^3 + b_1(j\omega)^2 + b_2(j\omega)] \times \\ \times [G(j\omega) + H'(j\omega)W_2(j\omega)W_0(j\omega)W_8(j\omega)W_9(j\omega)];$$

$$c(\omega) + jd(\omega) = \\ = G(j\omega) + H'(j\omega)W_2(j\omega)W_0(j\omega)W_8(j\omega)W_9(j\omega);$$

$$e(\omega) + jf(\omega) = H(j\omega)K_{ЭМП}W_0(j\omega)W_8(j\omega)W_9(j\omega).$$

Выделяя из уравнения (7) вещественную и мнимую части, получим систему двух уравнений:

$$\left.\begin{aligned} T_{ГУ}a(\omega) + c(\omega) + K_{ГУ}e(\omega) &= 0; \\ T_{ГУ}b(\omega) + d(\omega) + K_{ГУ}f(\omega) &= 0. \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

Полагая, что система уравнений (8) совместна, решим ее относительно $K_{ГУ}$ и $T_{ГУ}$ и получим параметрические уравнения линий равной степени устойчивости, которые с учетом равенства (6) запишутся в виде:

$$\left.\begin{aligned} T_{ГУ} &= \gamma_1(\omega, \alpha) = -\frac{f(\omega, \alpha)c(\omega, \alpha) - e(\omega, \alpha)d(\omega, \alpha)}{d(\omega, \alpha)f(\omega, \alpha) - b(\omega, \alpha)c(\omega, \alpha)} \\ K_{ГУ} &= \gamma_2(\omega, \alpha) = -\frac{a(\omega, \alpha)d(\omega, \alpha) - b(\omega, \alpha)c(\omega, \alpha)}{d(\omega, \alpha)f(\omega, \alpha) - b(\omega, \alpha)c(\omega, \alpha)} \end{aligned}\right|_{\alpha = \text{const}}. \tag{9}$$

При $\alpha = 0$ и изменении угловой частоты ω от 0 до ∞ по уравнениям (9) можно получить кривую D-разбиения. Задаваясь в уравнениях (9) значениями α и изменяя ω от 0 до ∞, получим кривые, соответствующие корням, равноотстоящим от мнимой оси, т. е. кривые с одинаковой вещественной частью, равной α. Для получения уравнений линий, соответствующих заданному вещественному корню, подставляем в реальную часть характеристического уравнения $\alpha = \text{const}$ и $\omega = 0$.

В соответствии с системой уравнений на ЭВМ рассчитаны [7] и построены кривые D-разбиения (рис. 2) и области равной степени устойчивости (рис. 3) при различных значениях α в плоскости параметров $K_{ГУ}$ и $T_{ГУ}$. Вероятности (3) выполнения требуемых качеств системы вычислялись с помощью сеток рассеяния [4]. Эллипсы рассеяния строились в масштабе этих сеток. На рис. 3 показано расположение эллипса рассеяния для вариаций параметров, при которых система имеет вероятность устойчивой работы $P = 0{,}999$.

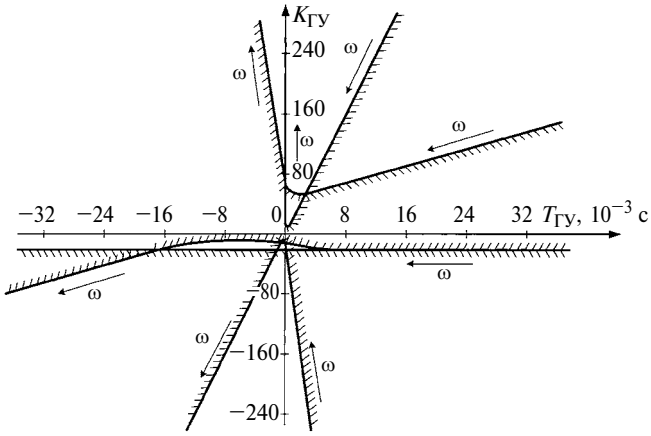


Рис. 2. График D-разбиения

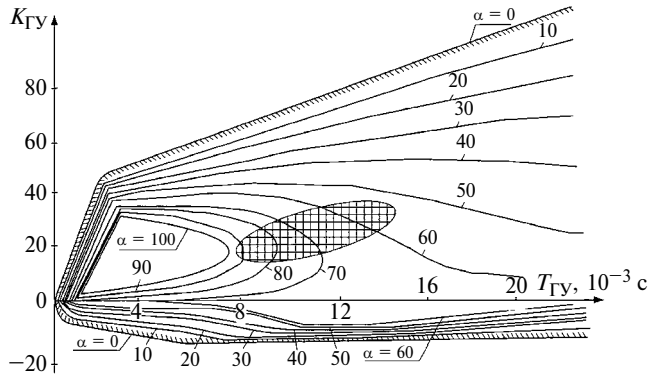


Рис. 3. Области равной степени устойчивости

Вероятность получения заданных значений степени устойчивости (длительности $t_п$ переходных процессов) соответственно равна:

$$m\{\alpha \geqslant 50\} = m(t_п \leqslant 0{,}06 \text{ с}\} \approx 0{,}974;$$

$$m\{\alpha \geqslant 60\} = m(t_п \leqslant 0{,}05 \text{ с}\} \approx 0{,}9415;$$

$$m\{\alpha \geqslant 70\} = m(t_п \leqslant 0{,}043 \text{ с}\} \approx 0{,}3135;$$

$$m\{\alpha \geqslant 80\} = m(t_п \leqslant 0{,}0375 \text{ с}\} \approx 0{,}0615;$$

$$m\{\alpha \geqslant 90\} = m(t_п \leqslant 0{,}0333 \text{ с}\} \approx 0{,}0134.$$

Анализ полученных данных показывает, что при случайном разбросе обобщенных параметров $K_{ГУ}$ и $T_{ГУ}$ электрогидравлических усилителей при нормальном законе распределения система автоматического управления оказывается устойчивой с вероятностью, близкой к единице. Время переходного процесса лежит в пределах 0,03÷0,05 с и наиболее вероятная длительность переходного процесса составляет 0,06 с.

Таким образом, по изложенной методике удалось оценить вероятность выполнения заданных

УДК 681.523.2

Е. А. ДЬЯЧКОВ (ВолгГТУ, г. Волгоград), Э. И. ЧАПЛЫГИН (ВПО, г. Волжский), доктора технических наук, В. А. ГОРЮНОВ, канд. техн. наук (ВолгГТУ, г. Волгоград), тел.: (8442)24-11-96

Применение струйных дискретных элементов для управления пневматическими возвратно-поступательными механизмами

Рассмотрены вопросы, связанные с позиционированием и управлением перемещением пневматических возвратно-поступательных механизмов при использовании элементов струйной техники. Приведены различные схемы, разработанные авторами.

Ключевые слова: пневматические возвратно-поступательные механизмы, управление перемещением, элементы струйной техники.

The matters associated with positioning and transposition control of pneumatic reciprocal mechanisms at use of elements of the fluidics are considered. A number of the various schemes, developed by the authors, are presented.

Keywords: pneumatic reciprocal mechanisms, transposition control, elements of fluidics.

При выборе устройства управления пневматическими механизмами возвратно-поступательного движения приходится решать вопрос о способах получения информации о крайних положениях механизма (пневмоцилиндра, поршень которого совершает перемещения по всей длине хода) и (или) о промежуточных положениях механизма (устройства позиционирования). Эта информация обычно поступает от датчиков положения, которые должны быть малогабаритными, быстродействующими, надежными, а сформированный ими сигнал должен быть удобным для дальнейшего использования.

В настоящее время применяют устройства с механическими обратными связями, включающие в себя контактные датчики положения с подвижными механическими элементами в виде сильфонов, рычагов, мембран, на которые воздействуют исполнительные механизмы (например штоки пневмоцилиндров) в их крайних рабочих положениях. Достаточно широкое распространение имеют устройства, в которых крайние положения контролируются с помощью бесконтактных конечных выключателей [1] или датчиков давления [2].

При позиционировании промежуточные положения исполнительного органа могут контролироваться с помощью нескольких датчиков, установленных на подвижном элементе исполнительного органа и воздействующих на неподвижный контакт [3], или с помощью одного датчика, взаимодействующего с неподвижными упорами, которые предварительно установлены в необходимых положениях [4].

Возможны и другие способы получения информации при работе пневматических устройств. Может быть использован скоростной поток воздуха (реле потока), когда при повороте заслонки потоком воздуха переключается микропереключатель. В некоторых случаях позиционирование осуществляется с помощью датчиков, на которые воздействует программоноситель, выполненный, например, в виде перфокарты с отверстиями, которая жестко связана со штоком пневмоцилиндра [5].

В качестве рабочего тела (энергоносителя) в пневматических механизмах используется сжатый воздух. Это позволяет применять в процессе управления струйные дискретные элементы без каких-либо дополнительных устройств, так как для них можно формиро-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 18)

динамических свойств САУ (устойчивости и длительности переходных процессов) при случайном разбросе обобщенных параметров электрогидроусилителей. Используя изложенный подход, можно оценить и другие динамические свойства автоматической системы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гидравлический** следящий привод / Н. С. Гамынин, Я. А. Каменир, Б. А. Коробочкин и др. М.: Машиностроение, 1968. 392 с.

2. **Медведев Ю. А., Кузнецов В. П.** Методика анализа свойств многодвигательного электрогидравлического привода со случайными вариациями параметров // Вестник машиностроения. 2010. № 9. С. 3—7.

3. **Гамынин Н. С.** Гидравлический привод систем управления. М.: Машиностроение, 1982. 376 с.

4. **Вентцель Е. С.** Теория вероятностей. М.: Высшая школа, 1999. 462 с.

5. **Вентцель Е. С., Овчаров Л. А.** Теория вероятностей и ее инженерные приложения. М.: Высшая школа, 2000. 354 с.

6. **Теория** автоматического управления / Под ред. Ю. М. Соломенцева. М.: Машиностроение, 1992. 488 с.

7. **Медведев Ю. А., Кузнецов В. П.** Анализ влияния разброса значений параметров гидроусилителей на динамику системы автоматического управления // Библиографический указатель ВИНИТИ РАН "Депонированные научные работы" (№ 111-В2010). 2010. № 4. Б/о 34. 12 с.

вать управляющий сигнал, непосредственно используя воздух, вытесняемый из нерабочих полостей пневмоцилиндра [6]. На основе этого способа формирования управляющих сигналов авторами разработана схема управления пневмоцилиндром, величину хода которого можно изменять, перемещая упор. Устройство (рис. 1) содержит пневмоцилиндр *1*, пневмоусилители *2* и *3*, струйные дискретные моностабильные элементы *4* и *5*, струйный дискретный бистабильный элемент *6* и упор *7*, положение которого настраивается в зависимости от требующегося хода штока.

Устройство работает следующим образом. После подачи воздуха к струйным элементам поток, питающий бистабильный элемент *6*, может начать вытекать или из выхода *8*, или из выхода *15*. Допустим, что истечение потока началось из выхода *8*. При этом включится пневмоусилитель *2* и начнется выдвижение штока. Одновременно сжатый воздух поступит на вход моностабильного элемента *4*, направляя его питающий поток по каналу *9* в атмосферу. В результате на входе *10* бистабильного элемента *6* установится сигнал нулевого уровня. При движении штока часть воздуха, вытесняемого поршнем из штоковой полости, поступает на вход моностабильного элемента *5*, направляя его питающий поток по каналу *11* в атмосферу. В результате на входе *12* бистабильного элемента *6* устанавливается сигнал нулевого уровня.

При остановке штока в позиции, определяемой положением упора *7*, истечение воздуха из штоковой полости прекращается и на входе струйного моностабильного элемента *5* устанавливается сигнал нулевого уровня. Питающий поток из прямого канала *11* перебрасывается в инверсный канал *13*. В результате на входе *12* бистабильного элемента *6* формируется сигнал единичного уровня, и поток из выходного канала *8* перебрасывается в выходной канал *15*. Пневмоусилитель *2* отключается, а пневмоусилитель *3* включается. Начнется втягивание штока. Сжатый воздух поступит также на вход моностабильного элемента *5*, перебрасывая поток из инверсного выхода *13* в прямой выход *11*. В результате на входе *12* струйного бистабильного элемента 6 установится сигнал нулевого уровня. Одновременно с началом процесса втягивания штока часть рабочей среды поступает на вход струйного моностабильного элемента *4*, что делает невозможной переброску потока из прямого выхода *9* в инверсный выход *14*. Таким образом, на входах бистабильного элемента *6* устанавливаются сигналы нулевого уровня.

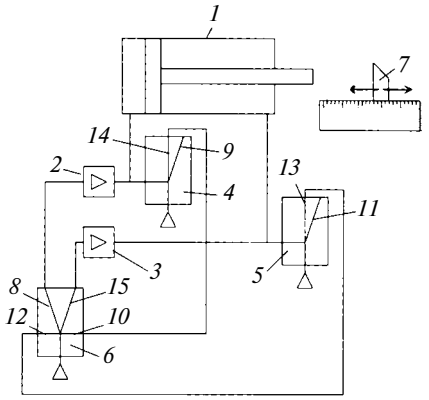


Рис. 1. Схема управления возвратно-поступательным механизмом с позиционированием по упору

После окончания втягивания штока прекращается поступление рабочей среды на вход моностабильного элемента *4*. Поток из прямого выхода *9* перебросится в инверсный выход *14*. На входе *10* бистабильного элемента *6* сформируется сигнал единичного уровня, поток перебросится из выходного канала *15* в выходной канал *8* и начнется выдвижение штока. Далее цикл повторяется.

Из изложенного следует, что команда на реверсирование формируется без участия конечных выключателей. Исключение из процесса управления конечных выключателей повышает надежность и упрощает конструкцию. Функцию конечных выключателей в данном устройстве выполняют струйные моностабильные дискретные элементы, в качестве которых могут быть использованы элементы типа СТ41 серии "Волга". В качестве бистабильного элемента может быть использован элемент типа СТ42 серии "Волга" [1].

Способ формирования управляющих сигналов путем использования выхлопного воздуха применен авторами и при разработке пневматического программного устройства (рис. 2), включающего в себя пневмоцилиндр *1*, струйный бистабильный элемент *2*, струйный дискретный многовходовый элемент *3*, реализующий функцию ИЛИ, струйные дискретные двухвходовые элементы *4*, реализующие функцию ИЛИ-НЕ и устройство *5* задания программы.

Устройство работает следующим образом. После подачи к нему питающего воздуха на установочный вход *6* бистабильного элемента *2* поступает кратковременный сигнал установки, на выходе *7* этого элемента устанавливается сигнал единичного уровня и сжатый воздух поступает в штоковую полость. Если поршень не находился в исходном положении, произойдет втягивание штока. Одновременно на входах элементов *4*, соединенных со штоко-

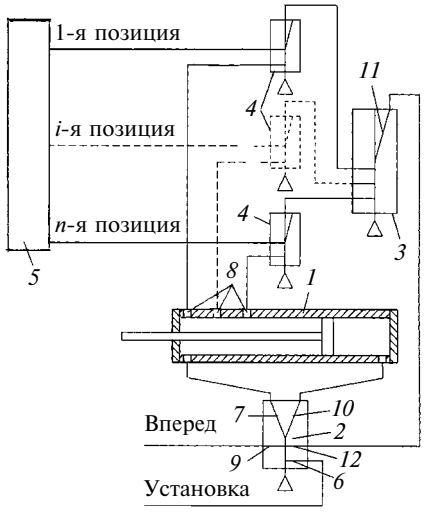


Рис. 2. Пневматическое программное устройство позиционирования возвратно-поступательного механизма

вой полостью через отверстия *8*, установятся сигналы единичного уровня. На входах элементов *4*, связанных с устройством *5* задания программы, также сформированы сигналы единичного уровня, за исключением входа элемента, соответствующего требуемой позиции останова при выдвижении штока. Допустим, требуется остановить поршень в *i*-й позиции. В этом случае на вход соответствующего элемента ИЛИ-НЕ от устройства задания программы поступает сигнал нулевого уровня, с помощью которого будет формироваться команда на останов в *i*-й позиции.

Программирование позиции может проводиться в ручном режиме, например с помощью пневмотумблеров. При необходимости остановки штока в разных позициях устройство задания программы может включать в себя, например, сдвигающий регистр, от которого в различных тактах на соответствующие элементы ИЛИ-НЕ поступают сигналы нулевого уровня.

После подачи управляющего сигнала единичного уровня на вход *9* бистабильного элемента *2* на выходе *10* установится сигнал единичного уровня, а на выходе *7* — сигнал нулевого уровня и начнется выдвижение штока. Воздух, вытесняемый поршнем, поступает на вход каждого из элементов ИЛИ-НЕ. Таким образом, при выдвижении штока на входе каждого из этих элементов, связанном со штоковой полостью, сохраняется сигнал единичного уровня.

При достижении поршнем *i*-й позиции на входе соответствующего элемента ИЛИ-НЕ появится сигнал нулевого уровня и на выходе этого элемента сформируется сигнал единичного уровня (так как на второй вход этого элемента от устройства задания программы также поступит сигнал нулевого уровня). Этот сигнал поступит на вход элемента *3*, который переключится, и на его выходе *11* появится сигнал единичного уровня, который поступит на вход *12* бистабильного элемента *2*. На выходе *7* установится сигнал единичного уровня, а на выходе *10* — сигнал нулевого уровня. Начнется перемещение поршня со штоком в исходное положение.

После ухода поршня с *i*-й позиции на входе соответствующего элемента ИЛИ-НЕ установится сигнал единичного уровня и на входе *12* бистабильного элемента *2* установится сигнал нулевого уровня — устройство готово к повторному включению.

Пневматическое программное устройство обладает большими функциональными возможностями благодаря широкому диапазону регулирования хода поршня. В процессе управления участвуют только струйные элементы. Исключение из процесса управления устройств с подвижными частями и датчиков положения упрощает конструкцию и повышает надежность пневматического программного устройства. Функцию датчиков положения в данном устройстве выполняют струйные дискретные моностабильные элементы ИЛИ-НЕ.

Если при работе устройства не требуются существенные усилия

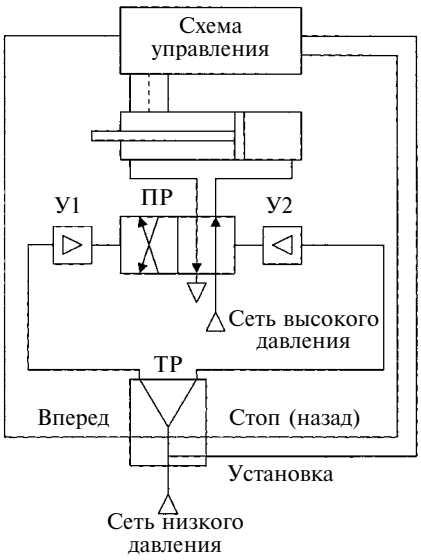


Рис. 3. Пневматическое программное устройство позиционирования при наличии нагрузки на штоке

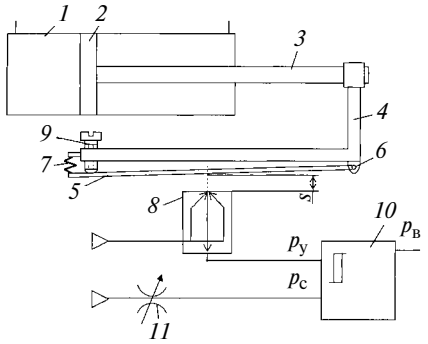


Рис. 4. Схема управления возвратно-поступательным механизмом с позиционированием в любом заданном положении

на штоке, предложенная схема может функционировать при сравнительно невысоком давлении воздушной среды, принятом для струйных систем управления. В случае если перемещение пневмоцилиндра связано с необходимостью получения значительных усилий, давление воздушной среды, подаваемой в полости пневмоцилиндра, должно быть увеличено. Для этого может быть установлен двухпозиционный четырехлинейный пневмораспределитель ПР (рис. 3), например типа В63-1 [7]. Управление пневмораспределителем осуществляется бистабильным элементом ТР с помощью пневмоусилителей У1 и У2, например типа ПФ67-21М [1].

Описанные устройства являются дискретными, т. е. позволяют получать информацию только о крайних и (или) некоторых промежуточных положениях штока.

Авторами разработано струйное устройство (рис. 4), которое позволяет осуществлять произвольное позиционирование пневматического привода возвратно-поступательного действия. Оно содержит цилиндр *1*, в котором установлен поршень *2* со штоком *3*. На штоке закреплен кронштейн *4* с поворотной планкой *5*, один конец которой закреплен на оси *6*, другой — связан пружиной *7* с кронштейном *4*. Между поворотной планкой *5* и пневматическим датчиком *8* формируется измерительный зазор *s*. Его величина зависит от текущего по-

ложения поршня и угла наклона поворотной планки *5*, который устанавливается с помощью регулировочного винта *9*. Выход пневматического датчика *8* связан с входом управления струйного порогового устройства *10*, вход смещения которого связан с настроечным дросселем *11*. В качестве пневматического датчика может быть использован, например, струйный кольцевой конечный выключатель типа СТ135, а в качестве струйного порогового устройства — триггер Шмитта [1].

Струйное устройство позиционирования привода возвратно-поступательного движения работает следующим образом. В зависимости от выбранного типа датчика, т. е. от рабочего диапазона измерительного зазора, с помощью регулировочного винта *9* предварительно устанавливается угол наклона поворотной планки *5*, а с помощью настроечного дросселя *11* — давление p_c смещения, соответствующее требуемой величине выдвижения штока *3*.

При выдвижении штока *3* измерительный зазор *s* между поворотной планкой *5* и пневматическим датчиком *8* уменьшается и на его выходе, а следовательно, и на входе управления струйного порогового устройства *10* давление $p_у$ возрастает. При достижении уровня давления переключения струйного порогового устройства *10*, определяемого величиной давления p_c смещения, пороговое устройство переключается. На его выходе установится давление $p_в$, которое может быть использовано в качестве управляющей команды на остановку поршня, а при необходимости — на изменение скорости или направления его движения.

Струйное устройство позиционирования привода возвратно-поступательного движения обладает широкими функциональными возможностями, так как позволяет формировать команды управления при любом требуемом положении поршня. Упрощение конструкции достигается исключением из процесса управления датчиков (или упоров), определяющих промежуточные положения поршня.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Струйные** логические элементы и устройства автоматического управления технологическим оборудованием. Отраслевой каталог / Под ред. Э. И. Чаплыгина. М.: ВНИИТЭМР, 1989. 64 с.
2. **А. с. 1180565 СССР.** Цилиндр с датчиком крайних положений поршня.
3. **А. с. 1826637 Рос. Федерации.** Гидроцилиндр с индикацией положения.
4. **А. с. 339907 СССР.** Гидравлическое программное устройство.
5. **Пневматика** и гидравлика. Приводы и системы управления. Вып. 6 / Под общ. ред. Е. В. Герц. М.: Машиностроение, 1979. 272 с.
6. **Пат. 2330194 Рос. Федерации.** Исполнительный механизм с индикацией окончания перемещения поршня.
7. **Пневматические** устройства и системы в машиностроении. Справочник / Под ред. Е. В. Герц. М.: Машиностроение, 1981. 408 с.

УДК 532.517.4:536.24

И. Е. ЛОБАНОВ, д-р техн. наук (МАИ), e-mail: heat204@mai.ru

Моделирование интенсифицированного теплообмена в трубах с относительно высокими турбулизаторами[1]

Предложена модель расчёта теплообмена в трубах с высокими турбулизаторами в условиях интенсификации теплообмена с учетом различных факторов для широкого диапазона чисел Прандтля и Рейнольдса.

Ключевые слова: теплообмен, интенсификация, математическое моделирование, турбулизатор, турбулентное течение.

A model for calculating of the heat transfer in tubes with high turbulators in the conditions of intensification of heat exchange is proposed. At that the model takes into account various factors for a wide range of Prandtl and Reynolds numbers.

Keywords: heat exchange, intensification, mathematical modeling, turbulator, turbulent flow.

[1] Работа выполнена при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (грант РФФИ № 09-08-00440) и Президента РФ в рамках государственной поддержки научных исследований молодых ученых (грант МД № 1420.2008.8).

Интенсификация теплообмена при турбулентном течении в круглых трубах

В технике широко применяются различные трубчатые теплообменные устройства, для которых в условиях интенсификации теплообмена можно снизить массогабаритные параметры при заданных тепловых потоках, гидравлических потерях, расходе и температуре теплоносителя, т. е. задача заключается в снижении теплообмена при фиксированных режимах.

Полученные экспериментальные данные справедливы только для определенного вида течений и типоразмеров турбулизаторов, с которыми проводили исследования. Разработанные расчеты интенсификации теплообмена при турбулентном течении опираются на упрощенные модели сложных физических явлений, что приводит к существенному расхождению с экспериментальными данными

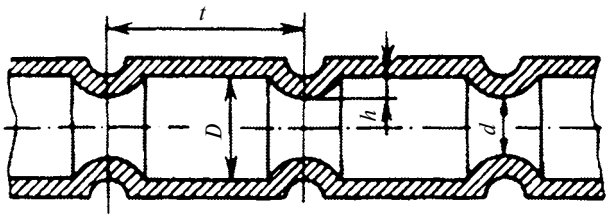


Рис. 1. Продольный разрез трубы с турбулизаторами

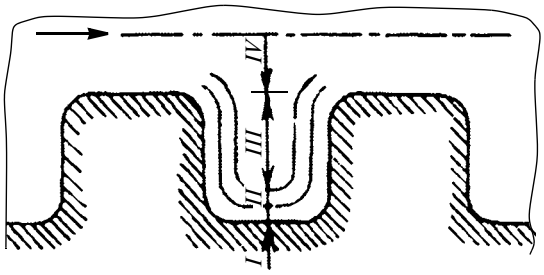


Рис. 2. Схема разбивки потока на слои

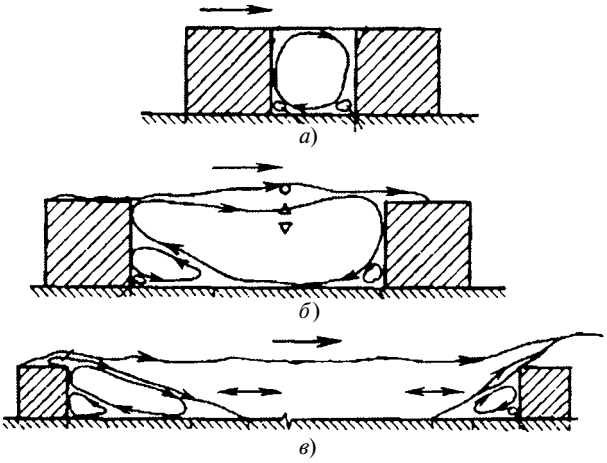


Рис. 3. Схема вихревых зон между турбулизаторами:
а — закрытая впадина; *б* — полуоткрытая впадина; *в* — открытая впадина

и обусловливает необходимость разработки более точных теоретических методов.

Для интенсификации теплообмена применяют искусственные турбулизаторы (рис. 1) [1, 2]. До настоящего времени для интенсификации теплообмена использовали относительно невысокие турбулизаторы со средним шагом [3—7]. Разбивка потока при течении в трубах с такими турбулизаторами показана на рис. 2. Теплообмен при такой интенсификации описан в работах [3—5], а схема вихревых зон показана на рис. 3, *а—в*. Исследуем теплообмен при интенсификации с помощью высоких турбулизаторов как с большим, так и с малым шагом. В первом случае (большой шаг) течение можно представить как отрыв и присоединение пограничного слоя (открытая впадина), во втором случае имеют место замкнутые вихреобразования (закрытая впадина).

Цель данного исследования — генерация расширенной математической модели интенсифицированного теплообмена при относительно высоких выступах с большими или малыми шагами, т. е. модели для широких диапазонов параметров системы.

Моделирование интенсификации теплообмена

Теплообмен при течении теплоносителей с постоянными теплофизическими свойствами в условиях интенсификации характеризуется четырехслойной схемой турбулентного потока (см. рис. 3), которая впервые была использована в работе [6] и усложнена в работах [3—5].

Моделирование для турбулентного течения в трубах с высокими выступами турбулизаторов будем осуществлять без дополнительных допущений, сделанных в работах [3—5], а четырехслойную стратификацию оставим без изменения. Модификация же модели состоит в следующем.

При относительно больших расстояниях между отдельными турбулизаторами регулярные вихри занимают только небольшую часть участка между ними. Поэтому схема с вихревым ядром не будет справедливой. В этом случае граница вихревого ядра во впадине не линия $y = h$, а имеет вид: $hR_0 = 30/\mathrm{Re}\sqrt{\xi/32}\,\sqrt{n}$ ($R_0 = D/2$), где h — высота турбулизатора; R_0 — абсолютный радиус трубы; ξ — гидравлическое сопротивление; D — наружный диаметр трубы.

Следовательно, при высоте турбулизаторов меньше толщины промежуточной области, т. е. при $h/R_0 \leqslant 30/\mathrm{Re}\sqrt{\xi/32}\,\sqrt{n}$, имеет место элиминирование вихревого ядра во впадине. При высоте турбулизатора, превышающей толщину пристенного слоя I (см. рис. 2), происходит дополнительная турбулизация только ядра потока, где турбулентный перенос и так велик, а тепловой поток меньше. Поэтому теплоотдача увеличивается незначительно, особенно с увеличением числа Прандтля, а гидравлическое сопротивление значительно возрастает.

Таким образом, моделирование теплообмена при значении h/R_0, превышающем толщину пристенного слоя, для четырехслойной схемы сводится к тому, что сопротивление $\xi|_{h/R_0}$ увеличивается только в ядре потока (интеграл I_4), а в турбулентном ядре во впадине (интеграл I_3) в промежуточном подслое (интеграл I_2) и вязком подслое (интеграл I_1) остается равным сопротивлению $\xi|_{(h/R_0)_{\text{п.с}}}$, соответствующему высоте турбулизатора, которая равна толщине пристенного слоя и которую можно определить по данным, приведенным в работах [1, 2]:

$$(h/R_0)_{\text{п.с}} = 1150\mathrm{Re}^{-0,875}\mathrm{Pr}^{-0,5}, \qquad (1)$$

где $(h/R_0)_{\text{п.с}}$ — относительная толщина пристенного слоя; Re — число Рейнольдса; Pr — молекулярное число Прандтля.

Точное решение задачи интенсификации теплообмена при принятых допущениях, полученное интегрированием всех подслоев по безразмерному радиусу, имеет вид:

$$\mathrm{Nu} = \frac{2}{\sum\limits_{i=1}^{4} I_i} \quad \forall\ \frac{h}{R_0} > \frac{30}{\mathrm{Re}\sqrt{\frac{\xi}{32}}}; \tag{2}$$

$$I_1 = -\frac{1}{6}\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{-\frac{4}{3}}\left(\frac{\xi}{32}\right)^{-2}\mathrm{Re}^{-4}\left\{30\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{\frac{1}{3}} + \ln\left[\frac{25 - 5\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{-\frac{1}{3}} + \left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{-\frac{2}{3}}}{\left(5 + \left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{-\frac{1}{3}}\right)^2}\right] \times\right.$$

$$\times\left[3\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{\frac{2}{3}}\frac{\xi}{32}\mathrm{Re}^2 + \left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)\left(\frac{\xi}{32}\right)^{\frac{3}{2}}\mathrm{Re}^3 + 1\right] - 6\ln\left(1 + 5\beta\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{\frac{1}{3}}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re} +$$

$$\left.+\left\{2\sqrt{3}\,\mathrm{arctg}\left\{\left[10\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{\frac{1}{3}} - 1\right]\frac{\sqrt{3}}{3}\right\} + \frac{\sqrt{3}}{3}\pi\right\}\left\{3\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\right)^{\frac{2}{3}}\frac{\xi}{32}\mathrm{Re}^2 - \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\frac{\beta}{25}\left(\frac{\xi}{32}\right)^{\frac{3}{2}}\mathrm{Re}^3 - 1\right\}\right\}; \tag{3}$$

$$I_2 = \frac{10\mathrm{Pr_т}(\sqrt{2\xi}\,\mathrm{PrRe} + 40\mathrm{Pr_т} - 40\mathrm{Pr})^3}{\mathrm{Pr}^4\xi^2\mathrm{Re}^4}\ln\left(1 + 5\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right) - \frac{3125}{6}\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^{-3}\left(\frac{\xi}{32}\right)^{-2}\mathrm{Re}^4\left[86\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^2 - \frac{63}{5}\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^2 \times\right.$$

$$\left.\times\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re} + \frac{9}{400}\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^2\xi\mathrm{Re}^2 - 21\left(1 - \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}} + \frac{18}{5}\left(1 - \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re} + 6\left(1 - \frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^2\right]; \tag{4}$$

$$I_3 = \frac{\left(\frac{h}{R_0} - \frac{30}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}}\right)\left(2 - \frac{h}{R_0} - \frac{30}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}}\right)\left[\left(1 - \frac{30}{\mathrm{Re}}\sqrt{\frac{32}{\xi}}\right)^2 + \left(1 - \frac{h}{R_0}\right)^2\right]}{4\left[1 + \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\left(1 - \frac{h}{R_0}\right)\frac{h}{R_0}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right]}; \tag{5}$$

$$I_4 = \frac{-100}{\xi\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^2\mathrm{Re}^2}\left\{\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\left(1 - \frac{h}{R_0}\right)\left(3 - \frac{h}{R_0}\right) + \left(1 + \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\ln\left[-1 - \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\left(1 - \frac{h}{R_0}\right)\frac{h}{R_0}\right]\right\} +$$

$$+ 5\pi\left\langle\frac{20\mathrm{Pr_т}^2}{\xi\mathrm{Re}^2\mathrm{Pr}^2} + \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\xi}\mathrm{RePr}}\right\rangle i + \left\{\mathrm{arcth}\left[\sqrt{\frac{2}{5}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}\sqrt[4]{\frac{\xi}{32}}\frac{1 - 2\frac{h}{R_0}}{\sqrt{4 + \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}}\right] + \mathrm{arcth}\left[\frac{\sqrt{\frac{2}{5}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}\sqrt[4]{\frac{\xi}{32}}}{\sqrt{4 + \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}}\right]\right\} \times$$

$$\times\left(3 + \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\Bigg/\left(\left(\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^{\frac{3}{2}}\sqrt{4 + \frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}\right); \tag{6}$$

$$\mathrm{Nu} = \frac{2}{\sum\limits_{j=1}^{3} I'_i} \quad \forall\ \frac{h}{R_0} \leqslant \frac{30}{\mathrm{Re}\sqrt{\frac{\xi}{32}}}; \tag{7}$$

$$I'_i = I_i\ \forall i = 1,\ 2; \tag{8}$$

$$I_3' = -100\Big/\left[\xi\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^2\mathrm{Re}^2\right]\left\{\frac{6}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\,\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\times\right.$$

$$\times\left(1-\sqrt{\frac{32}{\xi}}\frac{30}{\mathrm{Re}}\right)\left(1-\sqrt{\frac{32}{\xi}}\frac{10}{\mathrm{Re}}\right)+\left(1+\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\times$$

$$\left.\times\ln\left[-1-12\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\left(1-\sqrt{\frac{32}{\xi}}\frac{30}{\mathrm{Re}}\right)\right]\right\}+$$

$$+5\pi\left\langle\frac{20\mathrm{Pr_т^2}}{\xi\mathrm{Re}^2\mathrm{Pr}^2}+\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\xi}\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}}\right\rangle i+$$

$$+\left\{\mathrm{arcth}\left[\sqrt{\frac{2}{5}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}\sqrt[4]{\frac{\xi}{32}}\frac{1-\sqrt{\frac{32}{\xi}}\frac{60}{\mathrm{Re}}}{\sqrt{4+\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}}\right]+\right.$$

$$\left.+\,\mathrm{arcth}\left[\frac{\sqrt{\frac{2}{5}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}\sqrt[4]{\frac{\xi}{32}}}{\sqrt{4+\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}}\right]\right\}\times$$

$$\times\left(3+\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)\Big/\left(\left(\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\right)^{\frac{3}{2}}\times\right.$$

$$\left.\times\sqrt{4+\frac{2}{5}\sqrt{\frac{\xi}{32}}\mathrm{Re}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}}\right). \qquad (9)$$

Используемые обозначения: d, R — соответственно внутренний диаметр, безразмерный радиус трубы с турбулизаторами; s — ширина турбулизатора; t — шаг между турбулизаторами; x, y — текущие соответственно продольная и поперечная координаты, отсчитываемые от стенки трубы; F — площадь поверхности трубы; w_x, $\overline{w_x}$ — аксиальная и среднерасходная скорости; β и β_1 — постоянные в законах "третьей" и "четвертой" степени для вязкого подслоя; Nu — число Нуссельта; $\mathrm{Pr_т}$ — турбулентное число Прандтля.

При больших числах Прандтля и моделировании на основании закона "четвертой степени" решения будут отличаться лишь значениями интеграла I_1:

$$I_1 = (64\,000\sqrt{2}\sqrt[4]{5^3})\Big/\left(\mathrm{Re}^5\xi\sqrt{\xi}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1\cdot\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}\right)\times$$

$$\times\left\{\frac{\sqrt{2}}{128\,000}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1\mathrm{Re}^4\xi^2\times\right.$$

$$\times\ln\left(\frac{\sqrt{5}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+\sqrt[4]{5}\sqrt{2}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+1}{\sqrt{5}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}-\sqrt[4]{5}\sqrt{2}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+1}\right)-$$

$$-\frac{\sqrt[4]{5}\sqrt{2}}{20\sqrt{\xi}\mathrm{Re}}\ln\left(1-5\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1\right)\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+$$

$$+\frac{\sqrt{2}}{64\,000}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1\mathrm{Re}^4\xi^2\left[\mathrm{arctg}\left(\frac{5\sqrt{2}}{\sqrt[4]{125}}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+1\right)+\right.$$

$$\left.+\,\mathrm{arctg}\left(\frac{5\sqrt{2}}{\sqrt[4]{125}}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}-1\right)\right]-$$

$$-\frac{3\sqrt{2}\sqrt[4]{5^3}}{8000}\sqrt[4]{\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1\right)^3}\mathrm{Re}^3\xi\sqrt{\xi}\,\mathrm{arctg}\left(\sqrt{5}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}\right)+$$

$$+\frac{3\sqrt{2}\sqrt{5}}{800}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}\,\mathrm{Re}^2\xi\times$$

$$\times\ln\left(\frac{-\sqrt{5}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+\sqrt[4]{5}\sqrt{2}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}-1}{-\sqrt{5}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}-\sqrt[4]{5}\sqrt{2}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}-1}\right)+$$

$$+\frac{3\sqrt{2}\sqrt{5}}{400}\sqrt{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}\,\mathrm{Re}^2\xi\left[\mathrm{arctg}\left(\sqrt[4]{5}\sqrt{2}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}+1\right)+\right.$$

$$\left.\left.+\,\mathrm{arctg}\left(\sqrt[4]{5}\sqrt{2}\sqrt[4]{\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr_т}}\beta_1}-1\right)\right]\right\}. \qquad (10)$$

Преимущество данных решений относительно решений в работах [3—7] состоит в интегрировании по относительному радиусу, а не по относительной толщине с дополнительными допущениями, снижающими точность расчета.

Моделирование теплообмена при относительно высоких выступах и очень большом шаге турбулизаторов

Детерминирование теплообмена при турбулентном течении и относительно высоких выступах турбулизаторов с большим шагом может осуществляться на основании вышеприведенных зависимостей, поскольку условия интенсифицированного теплообмена соответствуют допущениям, на основании которых они были получены. Верификацию расчетных данных по теплообмену и гидравлическому сопротивлению для воздуха целесообразнее проводить по эмпирическим зависимостям, охватывающим наибольший диапазон определяющих

параметров (d/D = 0,9; t/D = 0,5÷10; t/h = 10÷200; Re = $10^4 \div 4 \cdot 10^5$), [1, 2]:

$$\frac{\xi}{\xi_{гл}} = \left[1 + \frac{100(\lg \mathrm{Re} - 4{,}6)(1 - d/D)^{1{,}65}}{e^{t/D^{0{,}3}}}\right] \times$$

$$\times\, e^{\left[\frac{25(1 - d/D^{1{,}32})}{t/D^{0{,}75}}\right]}; \qquad (11)$$

$$\frac{\mathrm{Nu}}{\mathrm{Nu}_{гл}} = \left(1 + \frac{\lg \mathrm{Re} - 4{,}6}{7{,}45}\right) e^{\left[\frac{9(1 - d/D)}{t/D^{0{,}58}}\right]} \times$$

$$\times \left(1 - 0{,}25\sqrt{1 - \frac{d}{D}}\right). \qquad (12)$$

Теплообмен при турбулентном течении в каналах с турбулизаторами с относительно высокими выступами и большим шагом вычисляют по выражениям (2)÷(10). В данной работе исследуется течение воздуха, расчет для других чисел Прандтля аналогичен.

На рис. 4, *а*, *б* представлены зависимости изменения показателя $\mathrm{Nu}/\mathrm{Nu}_{гл}$ относительного показателя теплообмена от относительного шага t/D турбулизатора для труб с высокими турбулизаторами (d/D = 0,9) при разных числах Рейнольдса, полученные расчетом и экспериментально по эмпирической зависимости (12).

На рис. 5 приведены зависимости $\mathrm{Nu}/\mathrm{Nu}_{гл}$ от числа Рейнольдса. Очевидна удовлетворительная корреляция расчета и эксперимента. Следовательно, данные, полученные теоретическим методом, можно применять при больших значениях t. Анализ полученных данных показал, что осредненные характеристики теплообмена при высоких выступах турбулизаторов и очень большом шаге t могут

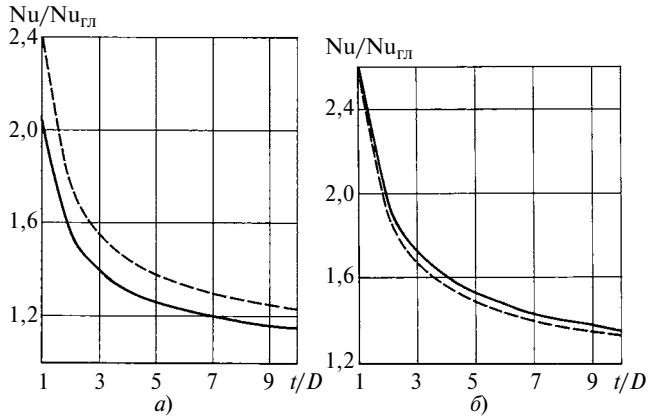


Рис. 4. Зависимости изменения относительного показателя $\mathrm{Nu}/\mathrm{Nu}_{гл}$ от относительного шага t/D для труб с высокими турбулизаторами (d/D = 0,9) при разных числах Рейнольдса, полученные расчетом и экспериментально по эмпирической зависимости (––– — эксперимент, ——— — расчет)

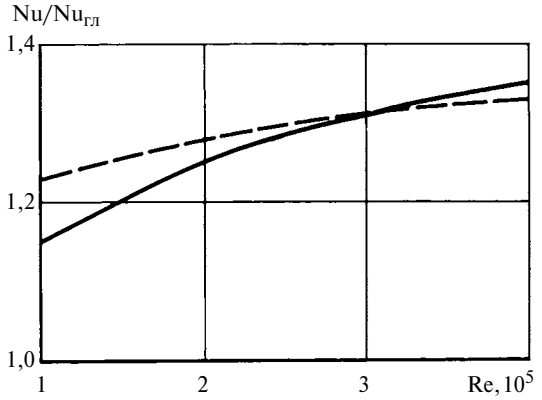


Рис. 5. Зависимости изменения относительного показателя $\mathrm{Nu}/\mathrm{Nu}_{гл}$ от числа Рейнольдса для труб с высокими турбулизаторами (d/D = 0,9) и большим шагом (t/D = 10) (––– — эксперимент, ——— — расчет)

быть удовлетворительно описаны четырехслойной схемой турбулентного пограничного слоя. То есть переход от деформированного вихревого ядра во впадине (см. рис. 3, *б*) к отрыву и присоединению пограничного слоя (см. рис. 3, *в*), обусловленный увеличением шага t, хоть и сопровождается резким изменением характера теплообмена, но не приводит к значительным изменениям осредненных теплообменных характеристик.

Теплообмен при относительно высоких выступах и малом шаге турбулизаторов

При t/h < 1 вышеизложенная методика расчета теплообмена, которая справедлива при средних и больших шагах, будет давать некоторую погрешность. Интересующий нас диапазон малых шагов между турбулизаторами соответствует так называемым закрытым впадинам, а средние и большие шаги соответственно полуоткрытым и открытым впадинам. Теплообмен в закрытых впадинах подробно рассматривается с экспериментальной точки зрения в работе [8], где показано, что значительное повышение гидравлического сопротивления, реализуемое в условиях закрытых впадин, не приводит к значительному увеличению теплообмена. Экспериментальные данные и эмпирические зависимости по гидравлическому сопротивлению и теплообмену для закрытых впадин приведены в работах [1, 2]. Расчет по четырехслойной модели для закрытых впадин может дать несколько завышенные результаты по сравнению с экспериментом. Поэтому необходима генерация модели, адекватно описывающей теплообмен для закрытых впадин, основными особенностями которых являются: значительное увеличение полной площади поверхности относительно гладкой (без выступов), т. е. значительное снижение параметра $n = F_{гл}/F$; снижение турбулентности струи в области турбулентного ядра по-

тока вследствие дросселирования, вызванного уменьшением толщины последней из-за высоких выступов; при большом коэффициенте гидравлического сопротивления, имеющим место при высоких выступах и малом шаге, наблюдается предельная турбулизация пристенных слоев, и коэффициент сопротивления в этом случае следует скорректировать.

Рассмотрим подробнее теплообмен в закрытых впадинах, особенность которого связана со значительным увеличением площади F поверхности с выступами в сравнении с площадью $F_{гл}$ гладкой поверхности. Если заменить произвольный профиль турбулизатора на прямоугольный с шагом t, высотой h и шириной s при эквивалентной поверхности трубы, получим выражение:

$$n = F_{гл}/F = 1/\{1 + (h/t)[(1/2)(1 + d/D) - - (s/h)(1 - d/D)]\}, \qquad (13)$$

которое можно применить для расчета относительной поверхности теплообмена при любых шаге и высоте турбулизаторов. Площадь гладкой поверхности может превышать площадь поверхности с турбулизаторами, т. е. $n > 1$, если $s/h > ((1 + d/D)(1 - d/D))/2$. Однако, например, при $d/D = 0{,}9$ для условия $n > 1$ должно обеспечиваться условие $s/h > 9{,}5$, т. е. ширина основания выступа должна быть больше высоты приблизительно в 10 раз! Труба с такими турбулизаторами представляет собой трубу с поперечными кольцевыми канавками. Для эквивалентности условий при сравнении эффективности поверхностей закрытых впадин необходимо, чтобы ширина турбулизатора стремилась к нулю, т. е. чтобы турбулизатор был бесконечно узкий, так как постоянное значение s при разных значениях шага вносит неодинаковый вклад:

$$n_0 = \lim_{s \to 0} n = 1/\left(1 + \frac{1}{2}(h/t)(1 + d/D)\right). \qquad (14)$$

Расчет по формуле (14) практически совпадает с данными, приведенными в работах [1, 2]. В трубах с высокими турбулизаторами и малым шагом имеет

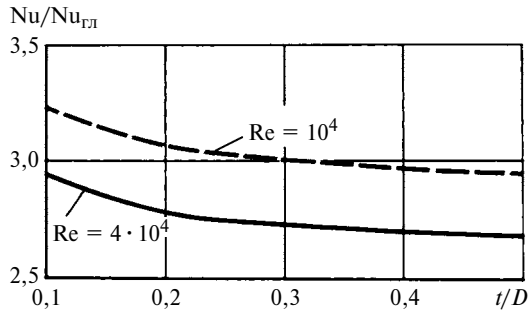


Рис. 6. Зависимости изменения относительного показателя Nu/Nu$_{гл}$ от относительного шага t/D при d/D = 0,9

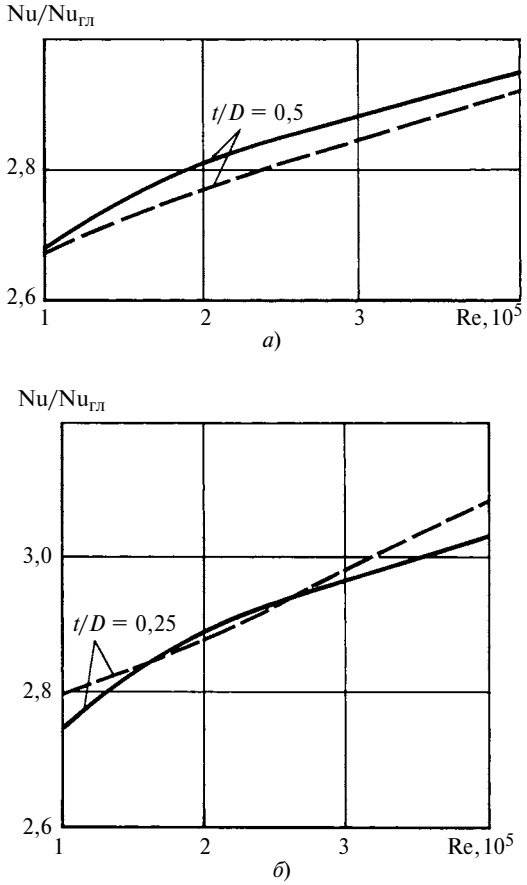


Рис. 7. Зависимости изменения относительного показателя Nu/Nu$_{гл}$ от числа Рейнольдса при d/D = 0,9 и малом шаге t/D [1, 2] (—— — расчет; --- — эксперимент)

место деформация профиля скорости, которую необходимо принимать во внимание при расчете интенсифицированного теплообмена, учитывая поджатие струи, детерминируемое умножением профиля скорости для невысоких турбулизаторов на выражение $(1 - h/R_0)^{-2}$ [6, 7], что успешно применялось в работе [13]. Это позволяет детерминировать теплообмен в закрытых впадинах с высокими турбулизаторами при четырехслойной схеме турбулентного пограничного слоя.

Результаты расчета теплообмена для закрытых впадин с высокими турбулизаторами при четырехслойной схеме турбулентного пограничного слоя с учетом принятых допущений при параметрах: $\mathrm{Re} = 10^4 \div 4 \cdot 10^5$; $d/D = 0{,}9$; $t/D = 0{,}5 \div 0{,}1$ ($t/h = 2 \div 10$), приведены на рис. 6. Анализ показал, что полученные зависимости полностью соответствуют процессу теплообмена, реализуемого в условиях закрытых впадин. При очень малом шаге ($t/D = 0{,}1 \div 0{,}3$) увеличение теплоотдачи не наблюдается, несмотря на значительное повышение гидравлического сопротивления. Теоретические данные подтверждаются экспериментальными [1, 2, 6—8].

На рис. 7 показаны зависимости изменения показателя Nu/Nu$_{гл}$ от числа Рейнольдса при $d/D = 0{,}9$

и малом относительном шаге t/D. Экспериментальные данные адекватно описывают теплообмен для широкого диапазона параметров турбулизаторов и, следовательно, теоретические данные для закрытых впадин с высокими турбулизаторами подтверждаются экспериментом. Это позволяет утверждать, что интенсификация теплообмена посредством использования турбулизаторов с высокими выступами и малым шагом нерационально, так как очень небольшое увеличение теплоотдачи сопровождается значительным увеличением гидросопротивления.

Зависимости теплообмена и гидравлического сопротивления от шага для труб с высокими турбулизаторами. Выбор оптимального шага

Полученные теоретические данные по теплообмену при интенсификации посредством высоких дискретных турбулизаторов позволяют рассчитать для широкого диапазона значений показателя t/D и определить рациональные значения шага между высокими турбулизаторами.

Для этого рассчитаем гидравлическое сопротивление и теплообмен для широкого диапазона значений относительного параметра t/D.

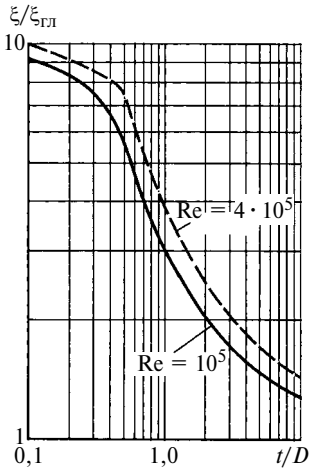


Рис. 8. Зависимости изменения относительного гидравлического сопротивления $\xi/\xi_{гл}$ от относительного параметра t/D при $d/D = 0{,}9$ для $Re = 10^5$ и $Re = 4 \cdot 10^5$

На рис. 8 приведены зависимости относительного гидравлического сопротивления $\xi/\xi_{гл}$ воздуха от относительного шага t/D при $d/D = 0{,}9$ для $Re = 10^5$ и $Re = 4 \cdot 10^5$. Анализ показал, что относительное гидравлическое сопротивление монотонно повышается до $t/D = 0{,}4 \div 0{,}6$, что соответствует закрытым впадинам. Затем повышение этого показателя несколько снижается. Более высоким числам Рейнольдса соответствуют более высокие значения относительного сопротивления.

На рис. 9 приведены зависимости изменения показателя $Nu/Nu_{гл}$ от относительного шага t/D при $d/D = 0{,}9$ для $Re = 10^5$ и $Re = 4 \cdot 10^5$. В области полуоткрытых впадин ($t/D = 0{,}5 \div 1{,}0$) значения показателя $Nu/Nu_{гл}$ слабо уменьшаются с увеличением t/D. Далее уменьшение относительного теплообмена увеличивается. В области же закрытых впадин происходит только незначительное увеличение относительного теплообмена с уменьшением параметра t/D. При более высоком числе Рейнольдса относительный показатель теплообмена несколько выше.

Таким образом, для интенсификации теплообмена рациональнее использовать область полуоткрытых впадин ($t/D = 0{,}5 \div 1{,}0$). Во-первых, в этой области значения показателя $Nu/Nu_{гл}$ несколько выше, чем для области открытых впадин ($t/D > 1$) даже при его увеличении больше $d(Nu/Nu_{гл})/d(t/D)$. Во-вторых, незначительное повышение $Nu/Nu_{гл}$ в области закрытых впадин ($t/D < 0{,}5$) сопровождается значительным увеличением (по сравнению с увеличением теплоотдачи) гидравлического сопротивления.

Расчет гидравлического сопротивления и теплообмена позволяет определить значения относительного показателя $\Xi = (Nu/Nu_{гл})/(\xi/\xi_{гл})$ (рис. 10). Наибольшее увеличение $d\Xi/d(t/D)$ наблюдается в области полуоткрытых впадин ($t/D = 0{,}5 \div 1{,}0$). В области закрытых и открытых впадин увеличение показателя Ξ значительно меньше. Следовательно, в условиях интенсификации теплообмена посредством дискретных высоких турбулизаторов ($d/D \leqslant 0{,}9$) рациональны полуоткрытые впадины. Однако это справедливо только для общего (непредельного) случая интенсификации теплообмена, т. е. если нет полной заполненности всех подслоев турбулентного пограничного слоя [5, 9—15].

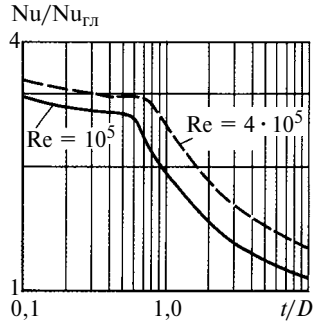


Рис. 9. Зависимости изменения относительного показателя $Nu/Nu_{гл}$ от относительного параметра t/D при $d/D = 0{,}9$

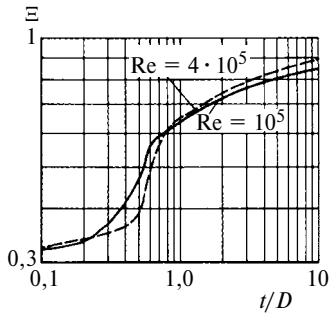


Рис. 10. Зависимости изменения показателя $\Xi = (Nu/Nu_{гл})/(\xi/\xi_{гл})$ от относительного параметра t/D при $d/D = 0{,}9$

Таким образом, получена теоретическая модель детерминирования теплообмена при турбулентном течении в трубах с высокими турбулизаторами с большими или малыми шагами с учетом большего числа определяющих факторов для широкого диапазо-

на чисел Прандтля и Рейнольдса с более высокой точностью, чем существующие теории. Установлено, что не рациональна интенсификация теплообмена посредством высоких выступов с коротким шагом, так как при этом незначительно увеличивается теплоотдача при значительном росте гидравлического сопротивления. Для высоких выступов ($d/D \leqslant 0{,}9$) полуоткрытые впадины ($t/D = 0{,}5 \div 1{,}0$) оптимальны.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Эффективные** поверхности теплообмена / Э. К. Калинин, Г. А. Дрейцер, И. З. Копп и др. М.: Энергоатомиздат, 1998. 408 с.

2. **Калинин Э. К., Дрейцер Г. А., Ярхо С. А.** Интенсификация теплообмена в каналах. М.: Машиностроение, 1990. 208 с.

3. **Дрейцер Г. А., Лобанов И. Е.** Моделирование изотермического теплообмена при турбулентном течении в каналах в условиях интенсификации теплообмена // Теплоэнергетика. 2003. № 1. С. 54—60.

4. **Лобанов И. Е.** Моделирование теплообмена и сопротивления при турбулентном течении в каналах теплоносителей в условиях интенсификации теплообмена // 3-я Российская национальная конференции по теплообмену. Т. 6. Интенсификация теплообмена. Радиационный и сложный теплообмен. М.: МЭИ, 2002. С. 140—143.

5. **Лобанов И. Е.** Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах: Дис. ... д-ра техн. наук. М., 2005. 632 с. Машинопись.

6. **Мигай В. К.** Повышение эффективности современных теплообменников. Л.: Энергия. Ленинградское отделение, 1980. 144 с.

7. **Мигай В. К.** Моделирование теплообменного энергетического оборудования. Л.: Энергоатомиздат. Ленинградское отделение, 1987. 263 с.

8. **Исаченко В. П., Агабабов С. Г., Галин Н. М.** Экспериментальное исследование теплоотдачи и гидравлического сопротивления при турбулентном течении воды в трубах с искусственной шероховатостью // Труды МЭИ. Вып. 63. 1965. С. 27—37.

9. **Дрейцер Г. А., Лобанов И. Е.** Исследование предельной интенсификации теплообмена в трубах за счет искусственной турбулизации потока // Теплофизика высоких температур. Т. 40. 2002. № 6. С. 958—963.

10. **Дрейцер Г. А., Лобанов И. Е.** Предельная интенсификация теплообмена в трубах за счет искусственной турбулизации потока // Инженерно-физический журнал. Т. 76. 2003. № 1. С. 46—51.

11. **Лобанов И. Е.** Предельный теплообмен при турбулентном течении в каналах за счет турбулизации потока на базе уравнения баланса турбулентной пульсационной энергии // 4-я Российская национальная конференция по теплообмену. Т. 2. Вынужденная конвекция однофазной жидкости. М.: МЭИ, 2006. С. 191—194.

12. **Лобанов И. Е., Доценко А. И.** Математическое моделирование предельного теплообмена для турбулизированного потока в каналах. М.: МИК-ХиС, 2008. 194 с.

13. **Лобанов И. Е., Мякочин А. С., Низовитин А. А.** Моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в трубах с турбулизаторами на базе уравнения баланса турбулентной пульсационной энергии // Вестник МАИ. Т. 14. 2007. № 4. С. 13—22.

14. **Калинин Э. К., Лобанов И. Е.** Проблемы исследования теплообменных процессов при течениях однофазных сред на этапе успешного развития численного моделирования // 4-й Минский международный форум по тепломассообмену. Конвективный тепломассообмен. Минск: 2008 . С. 1—10.

15. **Лобанов И. Е., Штейн Л. М.** Перспективные теплообменные аппараты с интенсифицированным теплообменом для металлургического производства. Т. 1. Математическое моделирование интенсифицированного теплообмена при турбулентном течении в каналах с применением основных аналитических и численных методов. М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2009. 405 с.

Вниманию авторов

Не допускается предлагать к публикации уже опубликованные или намеченные к публикации в других журналах материалы.

Статьи в редакцию можно присылать на e-mail: vestmash@mashin.ru. В случае пересылки статьи почтой кроме текста, напечатанного на белой бумаге формата А4 на одной стороне листа через 1,5—2 интервала 14-м кеглем, необходимо прикладывать электронную версию (шрифт Times New Roman в Microsoft Word, 14 кегль, расстояние между строк 1,5).

К статье прилагаются:

1) акт экспертной комиссии, подтверждающий, что статья не содержит материалов, входящих в перечень сведений, отнесенных к государственной тайне Указом Президента РФ № 1203 от 30.11.1995 г., и может быть опубликована в открытой печати;

2) аннотация (1—3 предложения) и ключевые слова;

3) сведения об авторах (фамилия, имя, отчество, место работы, должность, ученая степень, адрес, e-mail, телефон).

Объем статьи не должен превышать 20 страниц (с рисунками и таблицами). Все страницы должны быть пронумерованы.

Предоставляя статью в редакцию для публикации, авторы выражают согласие с тем, что:

1) статья может быть переведена и опубликована на английском языке;

2) после публикации в журнале материал может быть размещен в Интернете;

3) авторский гонорар за публикацию статьи не выплачивается.

Редакция оставляет за собой право сообщать автору о результатах рецензирования без предоставления рецензии.

Представленные в редакцию материалы обратно не высылаются.

Минимальный срок публикации — 4 месяца со дня предоставления рукописи в редакцию при соблюдении всех изложенных выше требований (обусловлен технологическим процессом).

Цикл статей
"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"
(под общей редакцией академика Российской инженерной академии и академии космонавтики, д-ра техн. наук Ю. Н. Дроздова)

УДК 621

Ю. Н. ДРОЗДОВ, д-р техн. наук, заслуженный деятель науки и техники РФ, Т. И. НАЗАРОВА (ИМАШ им. А. А. Благонравова (РАН), Н. В. ЛУКАШИНА, д-р техн. наук (МГОУ), e-mail: drozdov@imash.ac.ru

Направления развития трибологии. Преподавание технических дисциплин с использованием достижений в области трибологии

Трибология как научно-техническая дисциплина объединяет проблемы трения, изнашивания и смазки, изучает процесс взаимодействия поверхностей при их относительном движении.

Ключевые слова: трибология, направления ее развития, преподавание.

The tribology as a scientific and technical subject comprises the problems of friction, wear, and lubrication, and studies the processes of interaction of surfaces during their relative motion.

Keywords: tribology, directions of its development, teaching.

Решение проблем увеличения срока службы основных видов машин, оборудования и приборов, снижения их металлоемкости, сохранения энергии, экономии материалов, повышения производительности, обеспечения экологичности и безопасности зависит от повышения износостойкости и надежности узлов трения.

Значительная часть (≈30 %) мировых энергетических ресурсов в различных формах расходуется на трение: 80÷90 % подвижных сопряжений машин выходят из строя вследствие износа. При этом снижаются КПД, точность, экономичность, надежность и долговечность машин, ухудшаются их динамические и акустические характеристики. Наряду с известными актуальными вопросами обеспечения работоспособности узлов, наиболее подверженных изнашиванию, таких, например, как шарнирные соединения гусениц тракторов и тягачей, цилиндро-поршневые пары двигателей внутреннего сгорания, насосы, компрессоры, различные уплотнительные системы, контакты "колесо—рельс", "шина—дорога", современная наука и техника ставят новые сложные задачи, связанные с развитием авиационно-космической техники, атомной энергетики, компьютерных систем, освоением Океана, глубоких недр Земли, ближнего и дальнего Космоса и других перспективных направлений.

Высокие нагрузки, скорости, широкий диапазон изменения температур, вакуум, агрессивные жидкие и газовые среды, воздействия излучений, магнитных и электрических полей типичны для условий функционирования современных узлов трения. Углубленное изучение процессов на атомно-молекулярном уровне требует разработки специальных физических, химических и механических методов анализа, приборного обеспечения экспериментов — электронной, оптической, рентгеновской, ионной микроскопии, ожеспектрометрии, ИК-спектроскопии, масс-спектроскопии, электронного парамагнитного резонанса и др.

Ресурс и надежность узлов трения, уменьшение сил трения в сопряжениях и их увеличение во фрикционных устройствах и тормозах достигается применением новых композиционных материалов, покрытий, поверхностных упрочняющих технологий, физико-химических модификаций поверхностей, созданием новых смазочных материалов и присадок к ним.

Термин "трибология" появился в Англии в 1966 г. (автор П. Джост). Трибология — междисциплинарная наука, которая объединяет многие научные направления: трибомеханику, трибофизику, трибохимию, трибоматериаловедение, триботехнологию, трибодиагностику и трибомониторинг, трибоинформатику и др. Проблемой трибологии занимались великие ученые и мыслители: Леонардо да Винчи, Г. Галилей, И. Ньютон, М. В. Ломоносов, Ш. Кулон, Л. Эйлер, Д. И. Менделеев. В изучение трения, изнашивания и смазки при решении задач машиноведения и машиностроения огромный вклад внесли: Н. П. Петров, О. Рейнольдс, Н. Е. Жуковский, С. А. Чаплыгин, Е. А. Чудаков, А. Зоммерфельд, В. Д. Кузнецов, П. А. Ребиндер, В. В. Коршак, В. А. Белый и др. Физика, химия и механика трибологических процессов отражены и в трудах известных ученых Института машиноведения им. А. А. Благонравова РАН: М. М. Хрущова, И. В. Крагельского, А. И. Петрусевича, С. В. Пинегина, А. К. Дьячкова, М. В. Коровчинского и др.

Преодоление трибологического барьера должно быть основано на научном и системном подходах, включающих фундаментальные и прикладные ис-

следования широкого спектра проблем. Исследования в области механики контактных взаимодействий, химических и диссипативных процессов в поверхностных и приповерхностных слоях трущихся материалов показывают, что в указанных зонах в процессе трения материал резко меняет свое физическое состояние: существенно изменяются суб- и микроструктура поверхностных микрообъемов. Изучение кинетики структурных, фазовых и диффузионных превращений, прочностных и деформационных свойств активных микрообъемов поверхности, элементарных актов деформации и разрушения, поиск численных критериев оптимального структурного состояния, оценок качества поверхности — все это должно стать фундаментальной основой поиска материалов и смазочных сред для обеспечения износостойкости сопряжений.

Созданный магнитопорошковый метод смазывания узлов сухого трения — метод непрерывной подачи с помощью неоднородного магнитного поля магнитоактивного порошкообразного смазочного материала на поверхности трения деталей — обеспечивает длительную работоспособность механизмов в экстремальных условиях (высокие температуры, вакуум, радиация и т. д.). В целях повышения надежности атомного энергетического оборудования следует развивать трибологические исследования применительно к конструкционным и топливным элементам атомной энергетики. Необходимо создавать специальные антифрикционные покрытия, обеспечивающие нормальное функционирование материалов.

Обеспечение работоспособности и надежности уплотнительных устройств часто имеет первостепенное значение при решении вопросов ресурса, безотказности и экологичности машин и оборудования. Комплексная проблема совершенствования уплотнительной техники (герметология) включает создание новых материалов, покрытий, отделочно-упрочняющих технологий, выбор оптимальных конструкций, усилий герметизации уплотнений в различных средах и в экстремальных условиях в широком спектре нагружений, вибраций и перепадов температур.

Качество, надежность и долговечность узлов трения обеспечиваются интенсивным развитием трибологического материаловедения, применением износостойких и антифрикционных покрытий. Толщина покрытий изменяется от долей микрометра до нескольких миллиметров. Тонкий поверхностный слой, защищающий массивные детали, позволяет экономить дорогостоящие легированные стали, цветные металлы, дефицитные материалы, успешно решать проблему восстановления изношенных деталей. Разработаны: получение качественных алмазных покрытий, трибохимическое полирование керамик, высокотемпературные смазки и др.

Проблемы трения и изнашивания имеют существенное значение в технологических процессах резания, обработки материалов давлением, прокатки, доводочных операций и др. Стратегия изучения трибологических процессов строится на тесном взаимодействии экспериментальных и теоретических методов. В результате некоторых вначале небольших исследовательских программ возникла целая отрасль промышленности — магнитные средства хранения информации.

Активно развивается микронанотрибология — трибология атомного масштаба. Разработана новая техника для измерения топографии поверхности трения, износа, адгезии, смазочных слоев молекулярных размеров. В исследованиях используются сканирующие туннельные микроскопы и приставки для исследования межатомных сил. Изучение процессов трения, изнашивания и смазки на микро- и наноуровнях позволяет определить условия, приводящие к предельно низким величинам трения и изнашивания, созданию основ микроэлектромеханики для магнитных накопительных устройств.

Особое внимание уделяется системам с длительным трибологическим ресурсом, повышенной производительности и надежности, высокой точности, экологически чистым и экономичным.

Межатомный масштаб связан с характерным сдвигом, производимым элементарными носителями пластической деформации (дислокациями). В легированных металлических системах величина межатомного расстояния отражает количественный элементный состав твердых растворов и является идентификатором фазового состава: в нем заложена информация о диффузионных процессах в материале.

В основе методов упрочнения трущихся поверхностей элементов машин и оборудования лежат различные физико-химические и механические процессы, приводящие к повышению износостойкости, несущей способности, прочности, твердости, коррозионной стойкости, теплостойкости и др., обеспечивающих повышенный ресурс и снижение потерь энергии при работе узлов трения.

Магнитожидкостные уплотнения и опоры, узлы трения с магнитоактивной смазкой, демпферы и виброизоляторы, средства неразрушающего контроля деталей, технология и инструмент для магнитореологического шлифования и полирования, новые технологии и оборудование по очистке сточных вод от загрязнений, датчики информационно-измерительных систем, новые методы диагностики и лечения в медицине — вот далеко неполный перечень эффективного применения магнитоуправляемых дисперсных систем.

Преодоление трибологического барьера в космической технике привело к созданию космической трибологии, которая существует более 40 лет. Ее начало и дальнейшее совершенствование связа-

ны с созданием искусственных спутников Земли, орбитальных станций, планетоходов, устройств и оборудования для исследования Космоса, Луны, Марса, Венеры и других планет. По существу, космическая трибология заложила основы ресурсного проектирования узлов трения, которые крайне необходимы в настоящее время для общего машиностроения в связи с повышенными требованиями к качеству машин, механизмов, приборов, аппаратов и оборудования. Многие виды композиционных самосмазывающихся материалов, антифрикционных и износостойких твердых смазочных покрытий, новых смазочных материалов и присадок к ним, физических полей, новых технологий нашли применение в современной технике благодаря развитию космической трибологии.

Особенности баз знаний и баз данных в области трибологии предопределяют необходимость использования интеллектуальных систем ресурсного проектирования узлов трения, которые крайне необходимы в настоящее время для общего машиностроения в связи с повышенными требованиями к качеству машин, механизмов, приборов, аппаратов и оборудования. Многие виды композиционных самосмазывающихся материалов, антифрикционных и износостойких твердых смазочных покрытий, новых смазочных материалов и присадок к ним, применение физических полей, новых технологий нашли применение в современной технике благодаря развитию космической трибологии.

Сочетание малогабаритных датчиков, регистрирующих физические и химические параметры, микропроцессорных систем и встроенных систем контроля с широким использованием ЭВМ для обработки и хранения информации позволяет повысить надежность, экономичность, безопасность машин, приборов и устройств по критерию износа.

Достигнутые научно-технические результаты в области трибологии в настоящее время не используются при преподавании многих технических дисциплин, например, в курсах деталей машин, двигателей внутреннего сгорания, технологии машиностроения и других отраслевых направлений, существующих в высшей школе. Далее рассмотрим направления развития трибологии, которые могут быть включены в указанные курсы, несколько подробнее.

Нанотрибология. Изучение процессов трения на атомном уровне стало возможным в результате создания атомно-силовых микроскопов. Экспериментальные и теоретические исследования адгезии, трения, изнашивания, смазки, химических взаимодействий, трибоэлектромагнетизма охватывают наноструктурный уровень. Методы атомно-силовой и фрикционной микроскопии, поверхностных сил, кварцевого кристаллического микробаланса и другие являются весьма перспективными для нанотрибологии. Изучение процессов на наноструктурном уровне необходимо для широкого спектра технических применений, например, в технологии производства и покрытия поверхностей жестких магнитных дисков для компьютеров, микросенсорных датчиков и др. Достижения сканирующей зондовой микроскопии, нанотрибологии и нанотехнологии существенно необходимы для получения практических эффектов в микроэлектронике.

Атомистическая теория трибопроцессоров. Процессы адгезионного трения являются наиболее сложными и наименее изученными. Описание адгезии, трения и износа на основе атомистических моделей химической связи, электронно-фононных процессов с диссипацией энергии является основой построения атомистической теории трибопроцессов. Процессы диффузии локализуются в тонких поверхностных слоях, в малых объемах обнаруживаются: резкое повышение количества точечных дефектов кристаллической решетки, увеличение коэффициентов диффузии на несколько порядков, изменение пределов взаимной растворимости элементов. Наличие смазочной среды в контакте влияет на закономерности возникновения и распределения дефектов кристаллической решетки, формирование химического состава и структурного состояния поверхностных слоев. Необходимо теоретическое описание поведения ансамблей дефектов различного рода при действии полей напряжений, температур, при изменении градиентов химического потенциала с учетом механизмов накопления повреждаемости, зарождения и распространения очагов разрушения в приповерхностных и поверхностных слоях материалов при трении.

Теплофизика быстротекущих процессов трения. Важное значение имеет экспериментально-теоретическое исследование теплофизики быстротекущих процессов трения, охватывающее широкий диапазон изменения скоростей от десятков до нескольких тысяч метров в секунду, при значительных ускорениях поступательного движения тел и импульсных воздействиях. Решение указанных задач актуально при создании тормозов, муфт сцеплений для автомобильного, железнодорожного, авиационного транспорта, при работе газовых подшипников, направляющих и опор ультрацентрифуг, магнитодинамических подшипников и др.

Практическое научное значение имеет получение тонких пленок на поверхностях трения под влиянием контактных давлений, температур, временного фактора, химического воздействия материалов и смазочных сред, при воздействии окружающей среды. Необходимы теоретические основы и реологические уравнения для граничных смазочных слоев при высоких давлениях, скоростях сдвига, температурах с учетом анизотропии свойств.

Теория термодинамического и контактно-гидродинамического смазывания. В этой области перспективными являются исследования, учитывающие неизотермичность, нестационарность контакта, неньютоновское поведение смазочного материала, влияние турбулентности, многофазных течений. Замена смазочных материалов нефтяного происхождения жидкостями на водной основе позволяет не только сэкономить нефтяные масла, но и обеспечить более высокий теплоотвод и снизить потери на трение.

Магнитоактивные жидкости для уплотнительных устройств. Работа в этой области весьма перспективна. Развивается магнитопорошковый метод смазывания узлов сухого трения — метод непрерывной подачи магнитоактивного порошкообразного смазочного материала на поверхности деталей трения с помощью неоднородного магнитного поля в целях обеспечения длительной работоспособности механизмов в экстремальных условиях (высокие температуры, вакуум, радиация и т. д.).

Конструктивные и топливные элементы для атомной энергетики. Значительная часть аварий в ядерных реакторах вызвана повышенной вибрацией, которая возникает, как правило, вследствие турбулентности потока и пульсации давления теплоносителя. Фреттинг-коррозия и виброизнос являются основными причинами повреждения ТВЭлов, конструкций теплообменников и других соединений. Для повышения надежности атомного энергетического оборудования необходимо развивать трибологические исследования его конструкционных и топливных элементов. Необходимо исследовать влияние нейтронного облучения на фрикционное взаимодействие материалов, используемых в атомной технике, создавать специальные антифрикционные покрытия, обеспечивающие нормальное функционирование пары "топливо—оболочка" в ТВЭлах энергетических водоводяных реакторов.

Работоспособность и надежность узлов трения в экстремальных условиях. Проблема обеспечения длительного ресурса и надежности узлов трения авиационно-космической техники весьма важна в связи со спецификой условий работы: глубокий вакуум; отсутствие кислородной среды; повышенный нагрев; большие градиенты полей напряжений и температур; воздействие вибраций; облучение; сложность или невозможность применения традиционных смазочных материалов; затруднения при проведении ремонта и т. п.

Герметология. Герметология занимается изучением закономерностей герметизации, особенностей конструирования герметичных узлов и другими вопросами, связанными с обеспечением герметичности соединений деталей машин, соответствующей возросшим требованиям к срокам службы и надежности узлов трения, уровню нагрузок и температур, скоростей в зоне контакта. Так, контактные напряжения для локального герцевского контакта в трущихся парах достигают $(30 \div 40) \cdot 10^2$ МПа, температуры составляют от −260 до 2500 °С, скорости — от близких к нулю до нескольких тысяч метров в секунду.

Математическое моделирование в трибологии. Закон поверхностного разрушения твердых тел при трении в общем случае должен учитывать физические, химические, механические явления в контакте: изменение геометрических характеристик твердых тел во времени; кинематику движения; структуру и состав поверхностных и приповерхностных слоев; образование химических поверхностных соединений; состояние и геометрию смазочного слоя. Получение уравнений, характеризующих процесс изнашивания, должно базироваться на синтезе эксперимента и математических моделей, учитывающих физико-химические процессы, механику сплошных сред, термодинамику, материаловедение и др.

Трибомониторинг — совокупность средств и методов диагностики испытаний, контроля и регулирования параметров узлов трения. Трибомониторинг включает трибометрию — методы и средства измерения сил трения, износа, температуры, контактной деформации и других параметров фрикционного контакта и трибодиагностику — методы и средства непрерывного контроля состояния узлов и деталей машин. Трибодиагностические методы широко применяются для анализа износа и смазочно-охлаждающих средств. Состав примесей определяется с использованием феррографии, магнитометрии, спектрального эмиссионного анализа, электрооптического, атомно-адсорбционного, ультразвукового, микроскопического и других методов. Безынерционность, экономичность, возможность соединения акустических и электрических методов с процессорной и вычислительной техникой обеспечивают их быстрое развитие и практическое применение.

Создание банков данных. Большое значение имеет широкое применение ЭВМ для создания банков данных о трибологических свойствах материалов, смазочных средств, возможности использования машинного поиска для передачи трибологических сведений конструкторам, технологам, эксплуатационникам, что позволит эффективно внедрять достижения трибологии в практику.

Авиационно-космическая техника, ядерное энергетическое машиностроение, робототехника, различные виды транспортной техники, точное приборостроение, компьютерная техника, автоматика, биомеханика могут успешно развиваться лишь в тесном взаимодействии с решением проблем трибологии.

УДК 543.87:621.91

А. А. КОЗЛОВ, д-р техн. наук, Н. Г. ДЕМЕНТЬЕВА, канд. техн. наук (ОАО "НПО ИТ", г. Королев Московской обл.), e-mail: dementyeva27@rambler.ru

Оценки интенсивности трибоокислительного и диффузионного изнашивания контактных поверхностей инструмента при механической обработке металлов

Проведены сравнительные оценки трибоокислительных и диффузионных потоков инструментального материала в обрабатываемый. Это позволило оценить доминирующую роль того или иного вида изнашивания при механической обработке в зависимости от технологических режимов.

Ключевые слова: трибоокислительные и диффузионные процессы, гетерогенные реакции окисления.

Comparative evaluations of tribo-oxidative and diffusion streams of the tool material into the processed one have been carried out. It allowed estimate the dominant role of a particular type of wear at the machining, depending on the technological conditions.

Keywords: tribo-oxidative and diffusion processes, heterogeneous oxidation reactions.

В работе [1] получены критерии неустойчивости гетерогенных реакций окисления, иначе говоря, трибоокислительных процессов изнашивания, на контактных поверхностях инструмента. Доказано, что при реальных технологических режимах механической обработки эти реакции на контактных поверхностях быстрорежущего и твердосплавного инструментов протекают в устойчивом режиме. На сегодняшний день можно утверждать, что изнашивание инструмента в значительной степени определяется трибоокислительными и диффузионными механизмами. В соответствии с этим целью данной работы было определение доминирующей роли диффузионного или трибоокислительного изнашивания контактных поверхностей инструмента при механической обработке металлов в зависимости от технологических режимов.

Интенсивность гетерогенной реакции окисления и, следовательно, трибоокислительного процесса изнашивания инструмента определяется соотношением [1]:

$$j = \frac{\alpha_1^2 z e^{\frac{-E}{RT}} M_{\text{к}}^2}{2h(C_0 - C)V_{\text{ок}}^2},$$

где $\alpha_1 = M_{\text{O}_y}/M_{\text{Fe}_x\text{O}_y}$ — константа, определяемая отношением молярной массы M_{O_y} кислорода к молярной массе $M_{\text{Fe}_x\text{O}_y}$ окисла; $M_{\text{Fe}_x\text{O}_y} = 55{,}847x + 16y$; x — число атомов железа; y — число атомов кислорода; E — энергия активации; z — предэкспоненциальный множитель; $M_{\text{к}}$ — атомный вес кислорода, равный 16, умноженный на число его атомов в соответствующем соединении; $V_{\text{ок}}$ — молекулярный объем окисла; R — газовая постоянная; C — концентрация реагирующего вещества; C_0 — концентрация на бесконечном расстоянии от поверхности; T — температура.

Исходя из этого, были получены оценки интенсивности гетерогенных реакций окисления железа, иначе говоря, интенсивности трибоокислительных процессов изнашивания контактных поверхностей быстрорежущего инструмента, а также оценки интенсивности гетерогенных реакций окисления кобальта и, соответственно, трибоокислительных процессов изнашивания контактных поверхностей твердосплавного инструмента.

С другой стороны, в фундаментальных исследованиях Т. Н. Лоладзе [2] и Н. В. Талантова [3] показано, что при определенных условиях механической обработки, соответствующих скоростям резания $v_{\text{р}} > v_{\text{п}}$ ($v_{\text{п}}$ — переходная скорость), диффузионные процессы являются решающим фактором при изнашивании контактных поверхностей инструмента.

В связи с этим проведены сравнительные оценки трибоокисительных и диффузионных потоков инструментального материала в обрабатываемый, что в конечном итоге позволило оценить доминирующую роль того или иного вида изнашивания при механической обработке в зависимости от технологических режимов.

Диффузионные потоки ($J|_{y=0}$) на границе раздела определялись из соотношений, полученных в работе [4]:

$$\left.\frac{\partial C}{\partial y}\right|_{y=0} = -v_c^{\nu} v^{2\nu} h^{2\nu-1} \frac{C_0 C_4^{-\nu}}{(1-\nu)D^{\nu}\Gamma(\nu+1)};$$

$$J|_{y=0} = -D\left.\frac{\partial C}{\partial y}\right|_{y=0}.$$

Коэффициент диффузии компонент инструментального материала и массы изношенного ве-

щества по передней и задней поверхностям определялись соответственно по формулам [4, 5]:

$$D = \left[\frac{KM^* C_4^{\nu-1}(1-\nu)\Gamma(\nu+1)}{C_0 b\tau v_c^{2\nu} h^{2\nu-1}}\right]^{\frac{1}{1-\nu}};$$

$$D = \left[\frac{KM_з^* h_0^{\nu-1}(1-\nu)\Gamma(\nu+1)}{C_0 b\tau v_р^{2\nu} h^{2\nu-1}}\right]^{\frac{1}{1-\nu}};$$

$$M^* = \frac{\rho b}{2}\left[\left(\frac{l}{2}+\frac{C_4^2}{8l}\right)^2 \alpha_1 - \left(\frac{C_4^2}{8l}-\frac{l}{2}\right)C_4\right];$$

$$M_з^* = \frac{\mathrm{tg}\alpha h_0^2}{2(1-\mathrm{tg}\gamma\mathrm{tg}\alpha)} b\rho.$$

В формулах приняты обозначения: M^*, $M_з^*$ — масса вещества износа "лунки" соответственно на передней и задней поверхностях инструмента; y и x — оси, направленные соответственно перпендикулярно и параллельно поверхности инструмента; C — концентрация диффундирующих компонент инструментального материала; h — толщина контактной зоны; v_c — скорость стружки; $\Gamma(\nu + 1)$ — гамма-функция, где $\nu = 1/(n + 2)$; C_0 — концентрация диффундирующего элемента на границе раздела; C_4 — длина участка "упругого" контакта на передней поверхности инструмента; τ — время резания; b — ширина среза; h_0 — величина фаски износа по главной задней грани; $v_р$ — скорость резания; K — доля содержания вещества в инструментальном материале; $\alpha_1 = 2\arcsin\frac{4C_4 l}{4l^2 + C_4^2}$; ρ — плотность инструментального материала; l — глубина лунки; α, γ — соответственно задний и передний углы инструмента.

Для расчетов диффузионного потока железа по передней грани быстрорежущего инструмента Р6М5 при резании титанового сплава ВТ20 и диффузионного потока кобальта по задней грани твердосплавного инструмента ВК8 при резании титанового сплава ВТ3-1 использовали экспериментальные данные работы [6]. Для расчета диффузионного потока кобальта по передней грани при резании стали 45 твердосплавным инструментом ВК8 использовали экспериментальные данные А. А. Козлова [4].

Расчеты проводили для двух случаев: в первом случае граничные слои обрабатываемого материала на участке "упругого" контакта движутся со скоростью v_c без торможения ($n = 0$), во втором — с торможением ($n = 1$).

Анализ результатов расчетов, представленных в табл. 1—3, позволяет считать, что при скоростях

Таблица 1

Диффузионные и трибоокислительные потоки по задней грани твердосплавных инструментов ВК8, ВТ3-1

Режим обработки	Диффузионные потоки, кг/(м^2 · с), при $n = 0$	Трибоокислительные потоки, кг/(м^2 · с), для окисла	
		CoO	Co_3O_4
$v_р$ = 5 м/мин; S = 0,52 мм/об; T = 450 K; φ = 90°; φ_1 = 10°; γ = 0; α = 7°; t = 1,5 мм; $v_п \approx$ 2 м/мин	$6{,}829 \cdot 10^{-6}$	$4{,}786 \cdot 10^{-7}$	$1{,}489 \cdot 10^{-7}$

Таблица 2

Диффузионные и трибоокислительные потоки по передней грани твердосплавных инструментов сталь 45, ВК8

Режим обработки	Диффузионные потоки, кг/(м^2 · с), при		Трибоокислительные потоки, кг/(м^2 · с), для окисла	
	$n = 0$	$n = 1$	CoO	Co_3O_4
$v_р$ = 80 м/мин; S = 0,6 мм/об; T = 873 K; $v_п \approx$ 35 м/мин	$1{,}072 \cdot 10^{-3}$	$2{,}915 \cdot 10^{-4}$	$1{,}683 \cdot 10^{-4}$	$5{,}238 \cdot 10^{-5}$
$v_р$ = 75 м/мин; S = 0,3 мм/об; T = 773 K; $v_п \approx$ 40 м/мин	$8{,}516 \cdot 10^{-4}$	$4{,}067 \cdot 10^{-3}$	$1{,}436 \cdot 10^{-4}$	$2{,}235 \cdot 10^{-5}$
$v_р$ = 65 м/мин; S = 0,4 мм/об; T = 773 K; $v_п \approx$ 40 м/мин	$8{,}611 \cdot 10^{-4}$	$2{,}518 \cdot 10^{-4}$	$1{,}077 \cdot 10^{-4}$	$3{,}352 \cdot 10^{-5}$

Таблица 3

Диффузионные и трибоокислительные потоки по передней/задней грани быстрорежущих инструментов ВТ20, Р6М5

Режим обработки	Диффузионные потоки, кг/(м^2 · с), при $n = 1$ и $n = 0$	Трибоокислительные потоки, (кг/(м^2 · с), при E = 40 500 кал/моль для окисла		
		FeO	Fe_2O_3	Fe_3O_4
$v_р$ = 5 м/мин; S = 0,34 мм/об; T = 600 K; φ = 90°; φ_1 = 10°; γ = 0; α = 7°; t = 1,5 мм; $v_п \approx$ 2 м/мин	$\frac{1{,}733 \cdot 10^{-5}}{1{,}437 \cdot 10^{-4}}$	$4{,}874 \cdot 10^{-6}$	$2{,}355 \cdot 10^{-7}$	$3{,}056 \cdot 10^{-7}$
$v_р$ = 10 м/мин; S = 0,34 мм/об; T = 700 K; φ = 90°; φ_1 = 10°; γ = 0; α = 7°; t = 1,5 мм; $v_п \approx$ 2 м/мин	$\frac{1{,}156 \cdot 10^{-4}}{5{,}533 \cdot 10^{-4}}$	$6{,}329 \cdot 10^{-5}$	$3{,}058 \cdot 10^{-6}$	$3{,}968 \cdot 10^{-6}$

УДК 539.2:621.9

Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, академик РИА, А. А. ПРОСОЛОВИЧ, Е. Г. КОЛЫХАЛОВА, канд. техн. наук, А. А. УТКИН (Комсомольский-на-Амуре ГТУ), e-mail: uru.40@mail.ru

Наноструктурные процессы и самоорганизация при резании

Исследованы наноструктурные процессы, сопровождающие обработку резанием, как результат ее самоорганизации. Показаны пути повышения производительности механообработки в автоматизированном производстве.

Ключевые слова: наноструктурные процессы, самоорганизация, нарост, механизмы адгезии, износ инструмента.

The nanostructural processes, accompanying the machining, as a result its self-organization, have been investigated. The ways of the productivity enhancement of machining in the computerized manufacturing have been shown.

Keywords: nanostructural processes, self-organization, the build-up, the mechanisms of adhesion, tool wear.

Повышение производительности механообработки в автоматизированных машиностроительных производствах возможно лишь на основе новых подходов к изучению явлений, сопровождающих процесс резания металлов. Процессы деформации и разрушения срезаемого слоя существенно определяют состояние динамической упругой системы станка, характер образующейся при резании стружки, износ режущего инструмента, а также качество обработки и, следовательно, поверхностного слоя заготовки.

Потеря устойчивости упругой системы станка способствует повышению интенсивности изнашивания режущего инструмента, особенно оснащенного режущей керамикой и сверхтвердыми материалами. В свою очередь, образование фаски износа на задней поверхности инструмента ведет к изменению характера стружкообразования при резании, а также частоты и амплитуды колебаний инструмента, снижению точности и качества обработки. Поэтому выходные параметры процесса резания необходимо изучать на основе системного подхода, выявляя их взаимосвязь и взаимообусловленность.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 37)

$v_р > v_п$ интенсивность диффузионных потоков существенно превышает интенсивность трибоокислительных процессов, а это позволяет утверждать, что в указанном выше диапазоне режимов резания доминирует диффузионное изнашивание. При скоростях резания $v_р < v_п$ доминирует трибоокислительный процесс в этом диапазоне скоростей (табл. 4).

Таблица 4

Диффузионные и трибоокислительные потоки по передней грани твердосплавных инструментов ВК8, сталь 45

Режим обработки	Диффузионные потоки, кг/(м^2 · с), при $n = 0$	Трибоокислительные потоки, кг/(м^2 · с), для окисла CoO
$v_р$ = 30 м/мин; S = 0,37 мм/об; $b = 2{,}8 \cdot 10^{-3}$ м; T = 450 К; t = 2 мм; $\rho = 14{,}6 \cdot 10^3$ кг/м^3; Δ = 10−6 м; $v_п \approx$ 35 м/мин	$2{,}2902 \cdot 10^{-6}$	$1{,}598 \cdot 10^{-5}$

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Козлов А. А., Дементьева Н. Г.** Об устойчивости гетерогенных реакций окисления на контактных поверхностях быстрорежущего инструмента при механической обработке металлов // Вестник машиностроения. 2005. № 4. С. 57—61.
2. **Лоладзе Т. Н.** Износ режущего инструмента. М.: Машгиз, 1958. 355 с.
3. **Талантов Н. В.** исследование контактных процессов, тепловых явлений и износа инструмента: Дис. ... д-ра техн. наук. Казань, 1970. 455 с.
4. **Козлов А. А.** Интенсификация процессов резания на основе анализа эффектов неизотермической неустойчивости упругопластической деформации в зоне стружкообразования и контактных явлений: Дис. ... д-ра техн. наук / МГТУ "Станкин". М.: 1997. 215 с.
5. **Козлов А. А., Дементьева Н. Г., Соловьёва О. Ю.** Оценка интенсивности диффузионного изнашивания контактных поверхностей инструмента при механической обработке металлов // Вестник машиностроения. 2011. № 2. С. 62—64.
6. **Козлов А. А., Робакидзе З. Ю., Вологин Ю. В.** Экспериментальные исследования влияния частоты тангенциальных колебаний при ультразвуковой механической обработке на стойкость инструмента // Юбилейная научно-практ. конф. ученых и специалистов ФГУП "НПО Измерительной техники". "Информационно-управляющие системы 2006". Королев: [Б. И.] 2006. С. 127, 128.

Начало системному подходу к изучению динамических процессов в технологических системах (ТС) положил В. А. Кудинов, который ввел фундаментальное понятие "замкнутая динамическая система станка" (ЗДСС), в которую входят: статическая упругая система (УСС), основной процесс — обработка резанием плюс затупление инструмента, и рабочие процессы, происходящие в электродвигателях упругой системы [1]. Дальнейшее развитие системный подход получил в работах М. И. Клушина, обосновавшего понятие "система резания" (СР). Система резания — важнейшая подсистема ЗДСС [2].

В данной работе рассматривается синергетический подход к управлению процессами механообработки. Синергетика — новое направление [3] в области термодинамики необратимых процессов [4, 5], системный подход к изучению явлений и процессов. Основные признаки синергетичности — согласованность (кооперативность) взаимодействия подсистем, нелинейность и иерархичность систем, их неустойчивость, вплоть до реализации автоколебательного режима, а также турбулизация структур, скачкообразное уменьшение энтропии (или минимизация ее производства). Рассматриваемые системы должны быть открытыми, между ними должны существовать как прямые, так и обратные связи.

Одно из ее возможных проявлений — самоорганизация — спонтанное, самопроизвольное возникновение упорядоченности (в пространстве, во времени, в структуре, в функционировании) в системах, в которых ее первоначально не было. Одно из ключевых понятий синергетики — понятие о параметрах порядка — ведущих переменных в процессах, явлениях, которые возникают в ходе самоорганизации и определяют динамику системы. Само их наличие во многом делает возможным исследование объекта. Следует отметить, что синергетика как научная методология носит всеобщий характер и применяется в различных областях [5, 6]. Знание механизмов самоорганизации при резании позволит управлять процессами механообработки [7].

В работе [8] приведена иерархия систем в ТС. Система резания является системой нижнего уровня. В процессе резания контактные слои инструмента и прирезцовые слои стружки активно взаимодействуют с внешней средой (кислородом воздуха), что подтверждают исследования в вакууме. Согласно исследованиям Г. И. Епифанова и П. А. Ребиндера, доля поглощенной энергии при резании составляет 3 %. Процесс упругопластической деформации при резании сопровождается рядом специфических явлений (образованием термоЭДС, намагничиванием и т. д.). В связи с этим систему резания следует отнести к термодинамически неустойчивым открытым системам, обменивающимся энергией и веществом с внешней средой. При этом она содержит флуктуирующие подсистемы (подсистема трения, нарост). В определенные моменты отдельная флуктуация (или комбинация флуктуаций) становится настолько сильной, что существовавшая ранее структура с устойчивой организацией не выдерживает и разрушается. В этот переломный момент (точка бифуркации) система может перейти в хаотичное состояние или же на новый, более организованный уровень.

Согласно первому закону термодинамики, работа $A_р$ сил резания в системе затрачивается на запасание энергии $\Delta U_д$ упругой деформации и теплоты Q:

$$A_р = \Delta U_д + Q. \quad (1)$$

Явление самоорганизации, т. е. структурообразования, протекает спонтанно. Возникающие новые структуры получили название диссипативных. Диссипативная структура есть результат кинетического (бифуркационного) фазового перехода от неравновесного состояния к новому устойчивому состоянию [3, 4]. При необратимых процессах диссипативные структуры формируются при определенных условиях, главное из которых — наличие качественного скачка при достижении критических (пороговых) значений параметров системы. Предпосылкой для формирования диссипативных структур в открытых системах является определенное соотношение между производством энтропии и обменом энтропией с внешней средой.

Процессы, происходящие во фрикционной системе (в подвижных соединениях УСС), — весьма инерционны [1], резание, напротив, процесс динамический. В зоне стружкообразования и зоне вторичной деформации степень ε деформации и ее скорость $\dot{\varepsilon}$ могут достигать критических значений [2]. В процессе обработки система резания эволюционирует, отклоняется от термодинамического равновесия и самоорганизуется. Рост энтропии приводит к образованию в системе резания новых диссипативных структур, которые определяют механизм деформации срезаемого слоя, вид стружки, устойчивость процесса резания, износ инструмента, точность обработки и качество поверхности.

Самоорганизация системы резания обусловлена, прежде всего, эволюцией деформационных процессов в зоне стружкообразования и в контактирующих слоях инструмента. Нелинейность зоны стружкообразования связана с тем, что в ней достигается предельная энергия деформации [7] и ее эволюция уже не зависит от подводимой внешней энергии; дальнейшее развитие деформационных процессов переходит на автономную стадию самоорганизации.

Как отмечалось, термодинамическая неустойчивость системы резания связана с эволюцией в ней деформационных процессов, а также с изна-

шиванием режущего инструмента. Разработка механизмов пластического деформирования срезаемого слоя и изнашивания инструмента при резании в значительной степени обусловлена прогрессом знаний в смежных науках (физике, химии, теории твердого тела, квантовой механике, материаловедении и т. д.).

В работе [6] обоснован новый подход к описанию пластической деформации, основанный на термодинамически необратимых процессах и концепции сильновозбужденного состояния (СВС). Показана возможность возникновения в сильновозбужденном кристалле вихревой моды деформации. Дислокационная и вихревая (ротационная) моды деформации взаимосвязаны и действуют кооперативно. По мере увеличения степени деформации и плотности деформационных дефектов как элементов новой структуры локальная сдвиговая устойчивость снижается и происходит переход к микровихрям.

Проведенные исследования [7—11], а также анализ работ [12—16] позволяют указать некоторые выявленные виды диссипативных структур, а также механизмы реализации принципа самоорганизации (таблица) в системе резания.

Рассмотрим с позиции синергетического подхода роль СВС и процессов самоорганизации в системе резания "заготовка—инструмент" при деформации срезаемого слоя и стружкообразовании (рис. 1), а также их влияние на возникновение автоколебаний при резании, износ инструмента, их взаимосвязь и взаимообусловленность.

Структура обрабатываемого материала — сложная система, состоящая из иерархических уровней.

Диссипативные структуры и механизмы диссипации	Механизмы и эффекты самоорганизации
Структуры: 1. Скопление дислокаций в зернах и на границах. 2. Фрагментированная дислокационная структура в зернах. 3. Дефекты упаковки, двойники в зернах. 4. Нарост	*Механизмы:* 1. Фазовые переходы. 2. Фрагментация дислокационной структуры. 3. Аномальный массоперенос
Механизмы: 1. Хрупкий и вязкий сколы. 2. Локализация деформации (полосы скольжения). 3. Адиабатические полосы скольжения. 4. Пластическая неустойчивость (стружка скалывания). 5. Аморфизация. 6. Деформационное старение. 7. Динамический возврат	*Эффекты:* 1. "Нормальный" период износа инструмента. 2. Экстремальность зависимостей T—v, наличие $v_{опт}$. 3. Упрочнение поверхностей трения мелкодисперсными частицами износа. 4. Сливная стружка. 5. Образование нароста. 6. Устойчивость УСС в фазовом пространстве в виде аттракторов

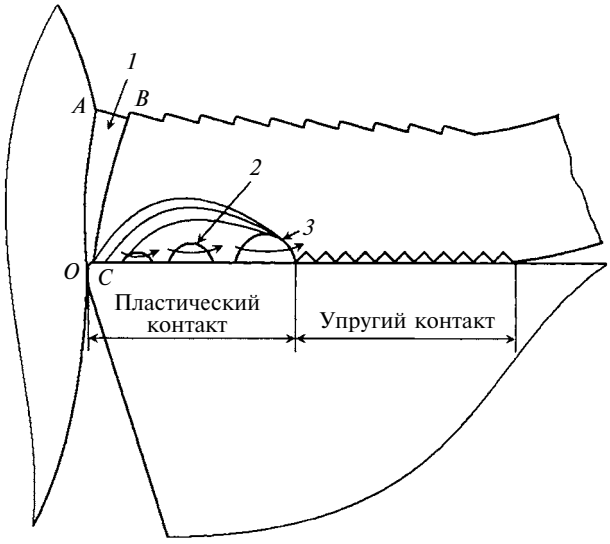


Рис. 1. Схема процесса резания:
1 — зона первичной деформации; *2* — вихревое затормаживание частиц металла; *3* — область высокого давления

Каждый структурный элемент верхнего уровня включает несколько структурных элементов нижнего уровня. Распределение структуры углеродистых сталей по уровням приведено ниже.

Структурные уровни			
Макроструктура	Микроструктура	Субструктура	Атомная структура
Структурные элементы			
Зерна цементита и феррита, крупные включения, границы зерен и др.	Дисперсные включения, примеси, выделения	Дислокации, субграницы, ячейки, петли дислокаций и др.	Ячейки атомно-кристаллической решетки, электронные оболочки

Структура других материалов может быть иной. Атомная и дислокационная структуры являются структурами нижнего уровня — наноуровня.

Результаты анализа физических процессов, протекающих в зоне стружкообразования, позволяют рассматривать формирование элемента стружки как процесс "упрочнение — диссипация запасенной энергии деформации". Тогда условие динамического равновесия деформированных объемов на нижней границе *OA* зоны стружкообразования (см. рис. 1) в соответствии с уравнением (1) можно выразить как

$$\frac{\sigma d\varepsilon}{dt} - \frac{dU}{dt} - \frac{dQ}{dt} = 0.$$

где σ — напряжение; t — время.

Напряжения σ, приложенные к деформируемым объемам в зоне стружкообразования, совер-

шают деформацию ε, а следовательно, работу $A_р$, необходимую для атомных и дислокационных перестроек и запасания упругой энергии $\Delta U_д$ деформации, которая должна полностью поглощаться или рассеиваться. Диссипация энергии $\Delta U_д$ в зависимости от условий резания может осуществляться путем образования хрупких или вязких трещин (см. таблицу), либо аморфизацией локальных объемов и последующим динамическим возвратом. Поэтому образование различных типов стружки следует рассматривать как результат изменения механизмов деформирования и диссипации запасенной энергии с возрастанием скорости резания. Чем ниже уровень диссипативной структуры, тем больше скорость диссипации энергии деформации.

При небольшой скорости резания по мере врезания инструмента в заготовку в зоне резания происходит накопление плотности ρ дислокаций и при плотности, близкой к критической, наблюдаются увеличение упругой энергии $\Delta U_д$ деформации и внутренних напряжений $\sigma_в$, локализация деформации и ее рост до предельной величины ($\varepsilon \to \varepsilon_{пр}$). Поэтому образование стружки скалывания при небольших скоростях резания следует рассматривать как эффективный механизм диссипации запасенной энергии деформации и внутренних напряжений в зоне стружкообразования. Ротация зерен способствует росту трещин и образованию элемента стружки. Элемент стружки отделяется под действием скалывающей силы, создающей изгибающий момент.

Образование сливной стружки с ростом скорости v проходит в условиях активной пластической деформации (высоких скоростей деформирования обрабатываемого материала и температур). Возрастает диффузионная подвижность примесей. Это увеличивает скорость движения и плотность дислокаций (рис. 2, *а*, см. на обложке), в результате повышается их способность к перестройке с образованием фрагментированных (ячеистых) структур (рис. 2, *б*), ограничивающих длину L пробега дислокаций (L равна размеру фрагмента), а скорость деформационного упрочнения и степень деформации уменьшаются [7]. Зона стружкообразования самоорганизуется и переходит в состояние термодинамического равновесия с минимумом запасенной энергии $\Delta U_д$ деформации и энтропии. Диссипация запасенной упругой энергии происходит путем аморфизации локальных объемов на границе *BC* (см. рис. 1) с последующим динамическим возвратом и образованием вязкого скола.

Фрагментация зерен (ротационная мода деформации на низшем уровне) (см. рис. 2, *б*) резко повышает пластичность материала в зоне стружкообразования, так как рост степени деформации без разрушения объемов происходит в результате разориентации границ фрагментов дислокационной структуры. Повышение пластичности металла обеспечивает формирование более плотной стружки и ее перемещение по передней поверхности, что ведет к возникновению системы сил, в частности силы $P_{сж}$, создающей напряжение $\sigma_{гид}$ гидростатического давления в деформируемой зоне *OABC* (см. рис. 1).

На рис. 3 (см. на обложке) приведены микрофотографии, иллюстрирующие ротационное (вихревое) движение частиц обрабатываемого материала в толще стружки (рис. 3, *а*) и на прирезцовой ее поверхности (рис. 3, *б*). При электронно-микроскопическом изучении прирезцовой поверхности стружки обнаруживаются наночастицы шаровидной формы (рис. 3, *в*). Это свидетельствует о достижении в них локальных температур, близких к температуре плавления, и последующем резком охлаждении. Изменяется также характер контакта стружки с инструментом, формируется упругопластический контакт (см. рис. 1).

При больших скоростях резания создаются условия для адиабатического сдвига элемента стружки [16]. В локальных объемах температура также может достигать температуры плавления, а процесс динамического возврата сопровождается образованием белого слоя между малодеформированными объемами стружки.

Механизм автоколебаний при резании также следует рассматривать на основе термодинамического подхода. В начальный момент резания ввиду роста величин $\dot{\varepsilon}$, ε, T и q_N нарушается термодинамическое равновесие, в результате в зоне стружкообразования запасается энергия деформации и энтропия S, что вызывает хаос в системе резания. Естественным является ее стремление к равновесию и саморегулированию с выявлением новых каналов для снижения скорости $\dot{S}$ производства энтропии и запасаемой энергии деформации в системе резания. В результате эволюции дислокационной структуры, как отмечалось выше, в зоне стружкообразования формируются термомеханические устойчивые фрагментированные структуры (см. рис. 2, *б*), обеспечивающие уменьшение сил резания P_A, P_y, а также рост скорости диссипации энергии деформации на границе деформации и снижение степени ε деформации.

Запаздывание пластических деформаций в зоне стружкообразования в начальный момент резания (в зоне *OABC*, см. рис. 1) объясняется тем, что пластические сдвиги не могут мгновенно реагировать на изменение приложенных напряжений [8, 17]. В результате для перехода объема металла из термодинамически неравновесного состояния в равновесное требуется определенное время. Время $t_з$ запаздывания пластических деформаций в зоне стружкообразования относительно времени активируемого преодоления дислокациями силовых

барьеров [13] вследствие роста скорости деформации можно оценить отношением

$$t_з = \varepsilon/\dot{\varepsilon}\,, \qquad (2)$$

где $\dot{\varepsilon}$ — скорость деформации.

Необходимо отметить, что уравнение (2) по физической сущности близко к постоянной времени $t_{стр}$ стружкообразования [1], которая прямо пропорциональна усадке стружки и обратно пропорциональна скорости резания, а следовательно, скорости деформации. В работе [14] установлена связь фазовой характеристики силы P_z с усадкой стружки. Однако известно, что усадка стружки является косвенным показателем интенсивности пластической деформации при резании. Расчет уравнения (2) показывает, что $t_з$ по времени совпадает с фазовой характеристикой $t_{стр}$ силы P_z [15]. Следовательно, полная длина ξ контакта стружки с инструментом и сила P_z одновременно достигают установившихся значений.

Увеличение длины ξ способствует повышению угла трения, сил F и N, а также сил сжатия $R_{сж}$ и скалывания $R_{ск}$ на передней поверхности инструмента [2], которые через упругонапряженную стружку формируют в плоскости сдвига гидростатическое давление $\sigma_{гид}$, сопротивление сдвигу и угол β сдвига. Полная длина ξ контакта стружки с инструментом при инвариантности удельной силы трения q_F и относительном постоянстве коэффициента $\mu_{упр}$ внешнего трения на участке упругого контакта характеризует средний коэффициент μ трения при резании. В частности, с ростом скорости v уменьшение длины ξ обусловливает увеличение удельных нормальных напряжений q_N, а их рост — уменьшение μ. Средний коэффициент трения при резании зависит от всех факторов (q_N, τ_F и T), влияющих на длину пластического $C_{пл}$ и упругого $C_{упр}$ (см. рис. 1) контактов [2]. Следовательно, процесс саморегулирования между зоной контакта стружки с инструментом и зоной стружкообразования осуществляется посредством параметров q_N, C, T и μ. В связи с этим можно сказать, что параметры q_N, C и μ влияют на амплитуду колебаний УСС при резании.

При небольших скоростях резания в условиях образования стружки скалывания обратная связь между зоной стружкообразования и зоной вторичной деформации не проявляется и потому влияние параметров q_N, C, T на μ оказывается слабым. Характер трения при резании подчиняется закону Амонтона—Кулона, а механизм возникновения и поддержания колебаний УСС связан с циклическим характером образования стружки скалывания.

При резании сталей с большими скоростями образование элемента стружки, как отмечалось выше, сопровождается ростом q_N в зоне стружкообразования, а также последующим снижением как степени ε, так и скорости $\dot{\varepsilon}$ деформации [7]. Следовательно, периодическое приращение величин ε и P_z в начальный момент формирования элемента стружки и последующее их снижение следует рассматривать как внутренние факторы, поддерживающие первичное колебание УСС.

В процессе исследований [17] экспериментально изучалось состояние УСС при резании с регистрацией сигналов виброакустической эмиссии (ВАЭ). При этом сигнал ВАЭ анализировался с помощью вейвлет-анализа с определением фрактальной размерности и построением аттракторов (фазовых портретов). Установлено, что в переходный период резания фрактальная размерность больше, чем при установившемся процессе резания [19]. Иначе говоря, УСС самоорганизуется и переходит от динамического "хаоса" к "порядку", т. е. УСС совершает неравновесный фазовый переход.

Процесс изнашивания твердосплавного инструмента [9] связан с перестройкой исходных дислокационных структур (рис. 4, *а*, *б*, см. на обложке) в поверхностных слоях при резании и с неоднородным запасанием энергии деформации в отдельных зернах, что усиливает износ инструмента (рис. 4, *в*). При небольших скоростях резания в зернах карбидной фазы образуются термодинамически (энергетически) неустойчивые вторичные дислокационные структуры (полосы скольжения, скопление дислокаций, см. рис. 4, *а*), обладающие низкими диссипативными свойствами. В результате процесс изнашивания инструмента идет путем раскалывания зерен карбидной фазы и их вырыва (см. рис. 4, *в*) под действием сил адгезии. Кроме того, на интенсивность I изнашивания инструмента влияет ряд других факторов, обусловленных пластической неустойчивостью и вихревым движением металла в прирезцовых слоях стружки, инициирующих "раскачку" зерен (рис. 5) и рост микротрещин, а также накопление в прирезцовых слоях стружки и по-

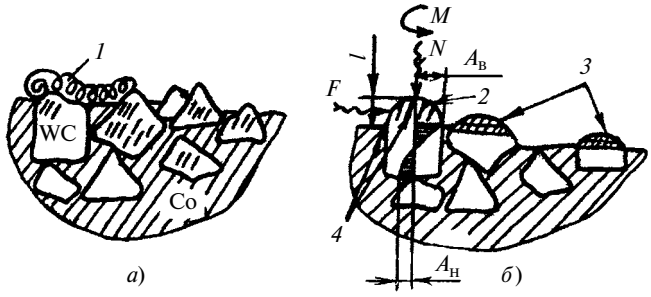


Рис. 5. Схемы, иллюстрирующие характер контактных поверхностных слоев инструмента (*а*) и вихревой механизм вырыва зерен карбидной фазы (*б*):
1 — вихревое движение структурных элементов в прирезцовых слоях стружки; *2* — полюса скольжения; *3* — фрагментация зерен; *4* — микротрещины

верхностных слоях заготовки энергии деформации $\Delta U_д$. В начальный момент резания кобальтовая связка разрушается, и зерна карбидов обнажаются, что вызывает их "раскачку" с амплитудой $A_в$ и последующий вырыв.

Вихревой характер движения частиц металла в прирезцовых слоях наблюдается и при обработке других материалов, в частности при резании титановых сплавов (рис. 6, см. на обложке). На рис. 6, *а* показано разрушение твердого сплава Т15К6 при резании титанового сплава ВТ20; на рис. 6, *б* в толще стружки видны частицы износа.

При оптимальных скоростях $v_{опт}$ резания в поверхностных слоях (в зернах карбидной фазы) инструмента формируются энергетически (термодинамически) устойчивые дислокационные структуры (УДС), стабилизированные атомами кислорода, и оксидные фазы (FeO, Fe_2O_3). Размер частиц износа уменьшается и становится сравнимым с размером фрагмента ($\approx 1/\rho$). При этом продукты износа зерен твердых сплавов, имеющие размеры 10÷30 нм, могут залегать в межзеренных пространствах (см. рис. 4, *г*) и формировать в них устойчивые наноструктуры в результате последующего их спекания.

Таким образом, процесс изнашивания инструмента в значительной степени связан со структурными изменениями его поверхностных слоев и формированием наноструктур, обладающих различной энергетической устойчивостью, а следовательно, сопротивлением изнашиванию. Образование УДС и высокоэнергоемких оксидов, а также наноструктурирование контактных поверхностей следует рассматривать как механизм самоорганизации системы резания, сопровождающийся снижением в ней запасенной энергии деформации, энтропии, а также амплитуды колебаний УСС. Как видим, при резании имеет место экстремальность зависимостей T—v и I—v [9] — как результат согласованного (кооперативного) протекания процессов трения, наростообразования, вибраций и т. д. в системе резания. Согласованное изменение выходных параметров процесса резания (износа инструмента, высоты неровностей, остаточных напряжений) при $v_{опт}$ отмечается и в работе [16].

Образование нароста (рис. 7, *а*, см. на обложке), оказывающего большое влияние на износ инструмента, является результатом высоких удельных нормальных напряжений q_N, а также температуры T и сопровождается формированием характерного нетравящего "белого слоя" в теле нароста (рис. 7, *б*). На подошве нароста фиксируются вихревые структуры (рис. 7, *в*) как результат неравновесных фазовых переходов из жидкого состояния в кристаллическое. Экспериментальные данные (см. рис. 7, *а*—*в*) также следует рассматривать как результат самоорганизации системы резания. Высокие значения q_N и τ_F в прирезцовых слоях стружки вызывают плавление локальных объемов и формирование наноструктур (рис. 7, *г*) в виде ультрадисперсных карбидов.

Согласно работам [6, 20], аморфная фаза является термодинамически неустойчивой и в процессе сдвиговой деформации претерпевает динамический возврат и переходит в кристаллическую фазу. В аморфном состоянии дислокации беспрепятственно пронизывают кристаллическую решетку металла. Образующиеся при этом точечные дефекты в полях градиентов напряжений и температур осуществляют массоперенос, скорость которого намного превышает скорость диффузии в жидком металле. Жидкоподобное течение материала рассматривается как течение материала, находящегося в СВС, характеризующемся аномально высокой скоростью массопереноса. В результате этих процессов прочность адгезионного взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов возрастает [18].

На основе экспериментальных данных (см. рис. 3, *а*, 5, *в*) механизм адгезии при резании следует рассматривать как перекрытие внешних оболочек электронов атомов взаимодействующих систем (например, Co—Fe, WC—Fe и т. д.). В связи с этим появляется возможность [21, 22] расчета их адгезионной связи на атомном уровне с использованием программ Abinit, Gamess и др., теории функционала электронной плотности с определением полной энергии электронов либо энергии связи электронов.

При этом валентные d-электроны атомов инструментального материала перекрываются внешними оболочками окружающих их атомов обрабатываемого материала (железа). Коллективизация электронов определяется потенциалом решетки инструментального материала. Влияние d-электронов на трение чистых металлов показано в работе [18], в которой представлена зависимость коэффициента μ трения от вклада d-орбиталей в металлическую связь. В этой работе изложен также механизм электронного взаимодействия атомов реагентов, являющихся активными компонентами СОТС (O, Cl, S), с металлами с образованием химических соединений. Валентные электроны оболочек 2*s*, 2*p* атомов реагентов перекрываются внешними оболочками окружающих их атомов металла, образуя металлические связи. Ниже приведены результаты расчета полной энергии электронов в различных системах методом функционала электронной плотности:

Система	WC—Fe	Co—Fe	Co—Ti	Co—Al	Fe—Zn	Fe—O
E_n, эВ	Неустойчивая связь	38,6	33,85	18,84	68,2	55,2

Как видим, наибольшей энергией электронов при перекрытии их волновых функций обладают системы Co—Fe и Fe—O. В системе WC—Fe устойчивые связи не образуются. Таким образом, в системе WC—Co слабым звеном является Co, что подтверждается характером износа инструмента, описанным выше, Как видно из приведенных данных, образование первоокислов FeO оказывается важным моментом, способствующим снижению износа инструмента. Однако связь Co—Fe более устойчива, вследствие чего происходит быстрое изнашивание кобальтовой связки. Важно отметить, что связь Co с Ti также очень устойчива. Поэтому при резании титановых сплавов износ инструмента протекает более интенсивно, чем при обработке железоуглеродистых сталей.

На рис. 7, *б* показана микрофотография, иллюстрирующая наличие налипов на контактных площадках инструмента. Налипы в наибольшей мере наблюдаются на некотором удалении от режущего лезвия и имеют форму конусов. На рис. 7, *в* представлена микрофотография шлифа подошвы нароста после его сдвига относительно передней поверхности. В начале подошвы нароста видна зона с сильно деформированными зернами, а далее обнаруживаются вихревые области деформированного материала. Следовательно, налипы — результат адгезии (затормаживания) частиц металла и последующего вихревого их роста вверх. Образование таких налипов следует связать прежде всего с вихревым движением материала (см. рис. 3, *а*) в стружке, вызывающим области высокого давления на передней поверхности инструмента, формирующие пластический контакт. Поэтому наростообразование следует рассматривать как результат адгезии в областях ОВД, последующего затормаживания частиц, развития налипов по вихревому механизму и последующего увеличения объема тела нароста за счет когезии послойных частиц из обрабатываемого материала.

На рис. 7, *г* приведена электронная микрофотография тела нароста. На рисунке структура нароста четко не выявляется, однако при микрорентгеноспектральном анализе обнаружено, что в нем наряду с цементитом Fe_3C присутствуют сложные карбиды. Следовательно, упрочнение нароста и возможность выполнения им функции режущего лезвия следует связать прежде всего с деформационным старением обрабатываемого материала, заторможенным действием сил когезии и упрочнением наночастицами сложных карбидов.

При старении железоуглеродистых сталей при низких температурах в определенных условиях имеет место метастабильное равновесие зонной структуры. Образование зон при распаде твердого раствора можно рассматривать не как подготовительную стадию процесса выделения, а как альтернативу выделению фазы с новой структурой путем образования зародышей. После образования зон примесей вблизи дислокаций начинается образование сложных карбидов и цементита. Мнение о локальном зарождении фазы на дислокациях связано с тем, что области вблизи дислокаций оказываются более выгодными в силу концентрационного или структурного фактора. Поверхностная энергия на границе твердого раствора и фаз, выделяющихся при старении, мала, и при небольшом размере частиц ею можно пренебречь. Упругая деформация будет наибольшей при образовании сложных карбидов и наименьшей при образовании цементита. При старении в сталях, как и в алюминиевых и других сплавах, не наблюдается предпочтительного зарождения промежуточных фаз на границах зерен (не имеющих различимой дислокационной структуры). Выделение цементита на границах зерен в сталях обычно наблюдается при более высокой температуре, когда промежуточные фазы не образуются.

Нарост, упрочненный таким образом, увеличивает передний угол γ инструмента, снижает силу P_z, энтропию S и производство энтропии $\dot{S}$ в системе. В связи с этим нарост является диссипативной структурой, обладающей определенной кинетической устойчивостью (временем жизни).

Термодинамическое равновесие системы резания обеспечивает оптимальные характеристики выходных параметров. Минимальные значения запасенной энергии $\Delta U_д$ деформации в системе резания, работы резания $A_р$ и устойчивость процесса резания [уравнение (2)] достигаются при $dQ \to \min$, $dS \to \max$. Это условие реализуется при $v_{опт}$ зависимости $T—v$. При оптимальных скоростях резания повышаются стойкость инструмента и устойчивость процесса резания, обеспечиваются минимальные значения высоты неровностей и степени наклепа поверхностного слоя деталей.

Повышение износостойкости режущего инструмента достигается целенаправленным формированием в его поверхностных слоях энергетических устойчивых структур, например в результате осаждения наноструктурных покрытий [23]. Разработаны методы, обеспечивающие повышение устойчивости УСС [7, 18].

Исследования показывают, что перспективным решением проблемы управления процессами механообработки является разработка автоматизированных систем технической диагностики станочных систем [17].

Наиболее информативными диагностирующими признаками эволюции деформационных процессов в системе резания и состояния УСС, вибрации при резании, качества обработанной поверх-

ности и износа инструмента являются аттракторы динамических систем [17] при анализе мгновенного спектра ВЭ. При этом можно надежно диагностировать и оптимизировать выходные параметры резания.

Выводы

1. Технологическую систему резания следует рассматривать на основе синергетического подхода как ансамбль взаимосвязанных нелинейных систем с иерархическим устройством.

2. Устойчивость и оптимальное функционирование технологической системы достигается, прежде всего, самоорганизацией в системе низшего уровня — системе резания, являющейся термодинамически неустойчивой открытой системой.

3. Термодинамическая неустойчивость системы резания обусловлена эволюцией деформационных процессов в зоне стружкообразования и зоне вторичной деформации, где параметры состояния системы достигают критических значений. Устойчивое состояние системы обеспечивается при $\mathrm{d}U \to \min$, $\mathrm{d}Q \to \min$, $\mathrm{d}S \to \max$.

4. Процесс самоорганизации в системе резания связан с ростом энтропии и в зависимости от условий обработки реализуется переходом от ламинарного движения структурных элементов к турбулентному (вихревому) на различных структурных уровнях, неравновесными фазовыми переходами, аномальным массопереносом, образованием наростa и способствует формированию сливной стружки, периоду нормального износа инструмента, устойчивости процесса резания, экстремальности зависимостей T—v и I—v и т. д.

5. Выходные параметры системы резания существенно определяются свойствами диссипативных структур, на вид которых влияют как условия резания, так и свойства обрабатываемого и инструментального материалов. Параметром порядка, контролирующим вид диссипативных структур в системе резания, является степень деформации срезаемого слоя.

6. Наиболее информативными признаками при диагностике состояния подсистем упругой системы станка являются аттракторы динамической системы в фазовом пространстве, а критерием устойчивости — фрактальная размерность.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Кудинов В. А.** Динамика станков. М.: Машиностроение, 1967. 357 с.

2. **Клушин М. М.** Теория резания. Горький: ГПИ. 1975. 55 с.

3. **Хакен Г.** Синергетика. М.: Мир, 1980. 406 с.

4. **Николис Е., Пригожин И.** Самоорганизация в неравновесных процессах. М.: Мир, 1979. 512 с.

5. **Иванова В. С.** Синергетика. Прочность и разрушение металлических материалов. М.: Наука, 1992. 159 с.

6. **Панин В. Е., Лихачев В. А., Гриняев Ю. А.** Структурные уровни деформации твердых тел. Новосибирск: Наука, 1985. 229 с.

7. **Кабалдин Ю. Г.** Механизмы деформации срезаемого слоя и стружкообразование резания // Вестник машиностроения. 1993. № 7. С. 25—30.

8. **Кабалдин Ю. Г.** Термодинамический подход к анализу причин возникновения вибраций при резании // Вестник машиностроения. 1994. № 4. С. 19—24.

9. **Кабалдин Ю. Г.** Трение и износ при резании // Вестник машиностроения. 1995. № 1. С. 26—31.

10. **Кабалдин Ю. Г.** Структурно-энергетический подход к процессу изнашивания режущего инструмента // Вестник машиностроения. 1990. № 2. С. 62—68.

11. **Кабалдин Ю. Г.** Закономерности наростообразования при резании металлов // Вестник машиностроения. 1995. № 1. С. 11—52.

12. **Мохель А. Н., Салганик Р. Л., Христианович С. А.** Теоретическое описание запаздывания пластического деформирования сталей // Пластичность и разрушение твердых тел. М.: Наука, 1988. С. 145—157.

13. **Рыбин В. В.** Большие пластические деформации и разрушение металлов. М.: Металлургия, 1986. 184 с.

14. **Жарков И. Г.** Вибрации при резании лезвийным инструментом. Л.: Машиностроение, 1986. 184 с.

15. **Кабалдин Ю. Г.** Резание металлов в условиях адиабатического сдвига элемента стружки // Вестник машиностроения. 1995. № 7. С. 19—25.

16. **Макаров А. Д.** Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 279 с.

17. **Кабалдин Ю. Г., Биленко С. В., Серый С. В.** Управление динамическим качеством металлорежущих станков на основе искусственного интеллекта. Комсомольск-на-Амуре: КнАГТУ, 2004. 240 с.

18. **Кабалдин Ю. Г.** Самоорганизация и нелинейная динамика в процессах трения и изнашивания инструмента при резании. Комсомольск-на-Амуре: КнАГТУ, 2003. 175 с.

19. **Повышение** устойчивости процесса резания на основе фрактального и вейвлет-анализа / Ю. Г. Кабалдин, А. В. Серый, А. В. Просолович, Е. Н. Бурдасов // Вестник машиностроения. 2010. № 6. С. 63—71.

20. **Павлов В. А.** Аморфизация структуры металлов и сплавов с предельно высокой степенью деформации // Физика металлов и материаловедение. 1985. Т. 59. Вып. 4. С. 629—649.

21. **Заводинский В. Г.** Компьютерное моделирование атомной и электронной структуры наносистем. Учеб. пос. Хабаровск: ХГПУ, 2003. 72 с.

22. **Цирельсон В. Г.** Химическая связь и межэлектронное взаимодействие. М.: РХТУ, 2004. 131 с.

23. **Повышение** работоспособности режущего инструмента осаждением наноструктурных покрытий / Ю. Г. Кабалдин, С. В. Серый, С. Н. Муравьев и др. // Вестник машиностроения. 2010. № 3. С. 41—48.

УДК 621.952

А. В. БАРАНОВ, д-р техн. наук (РГАТА им. П. А. Соловьёва, г. Рыбинск), e-mail: alexbar57@mail.ru

Оптимизация лезвийной обработки отверстий на основе энергетических критериев

Рассмотрена возможность использования энергетических критериев для оптимизации операций лезвийной обработки отверстий.

Ключевые слова: резание, режим обработки, отверстие, параметрическая оптимизация, лезвийная обработка.

In the paper a possibility of the energy criteria use for optimization of operations of the blade machining of the holes is considered.

Keywords: cutting, processing mode, a hole, parametric optimization, blade machining.

Сегодня научно-технический прогресс опирается в основном на развитие технологий производства. Сложные конструкции деталей, повышение точности и качества поверхности обусловливают увеличение объема лезвийной обработки и, в частности операций по обработке отверстий.

Лезвийная обработка отверстий по сравнению с обработкой наружных поверхностей имеет ряд особенностей: сложные условия образования и удаления стружки, малая жесткость инструмента (сверл, зенкеров, разверток), изменение передних и задних углов режущих лезвий. Диапазон решаемых вопросов и сложность задач при обработке отверстий обусловили создание международной ассоциации BTA (Boring and Trepanning Association), занимающейся изучением и обобщением мирового опыта обработки отверстий, формированием банка данных по оптимальным режимам резания, геометрии инструмента. Эти задачи также можно решать и аналитическим методом [1].

Основой аналитического метода определения режимов резания является энергетический метод, опирающийся на совместное изучение термомеханических явлений и процессов изнашивания инструментов.

Первопричина возникновения в зоне резания тепловых процессов — механические явления. Механическая энергия упругопластического деформирования металла снимаемого припуска и поверхностного слоя, а также трение на контактных поверхностях инструмента практически полностью переходит в тепловую энергию, которая определяет температурные поля в стружке, заготовке, инструменте и других элементах технологической системы. Вследствие температурного фактора изменяются механические и теплофизические свойства обрабатываемого и инструментального материалов, интенсивность упругих и пластических деформаций, напряжения и силы резания.

В основе изучения термомеханических явлений лежит баланс механической и тепловой энергий для одного зуба осевого лезвийного инструмента (сверла, зенкера, развертки), который можно представить в виде:

$$P_z v = Q = Q_с + Q_д + Q_и + Q_ж, \qquad (1)$$

где P_z — главная (тангенциальная) составляющая силы резания для одного зуба инструмента, Н; v — скорость резания, м/с; Q — вся теплота в зоне резания, Дж/с; $Q_с$, $Q_д$, $Q_и$ и $Q_ж$ — теплота, переходящая из зоны резания одним зубом соответственно в стружку, деталь, инструмент и окружающую среду.

Показатели $Q_с$, $Q_д$, $Q_и$ и $Q_ж$ можно определить аналитически решением задач теории теплопередачи [1, 2]. С помощью уравнений, приведенных в работе [1], для данных показателей были выполнены расчеты баланса теплоты при обработке отверстия в детали из стали 40Х зенкером (диаметр d = 15,8 мм, число зубьев z = 4; главный угол зуба в плане φ = 60°; главный задний угол α = 10°; главный передний угол γ = 10°; подача S_0 = 0,25 мм/об; глубина резания t = 0,9 мм) с пластинками из твердого сплава Т15К6. Изменения показателей $Q_с$, $Q_д$, $Q_и$ в зависимости от безразмерной величины $\text{Pe} = \dfrac{v a_1}{a}$ (здесь a_1 — толщина среза; a — коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м^2/с) представлены на рис. 1. В рассматриваемых условиях показатель $Q_ж$ не учитывается, так как резание выполняется без охлаждения. Анализ полученных результатов показал, что с ростом Pe наблюдается увеличение $Q_с$, $Q_д$, и $Q_и$. Рост Pe обусловливает уменьшение отношений $Q_д/Q$ и $Q_и/Q$ и увеличение отношения $Q_с/Q$, т. е. с ростом Pe

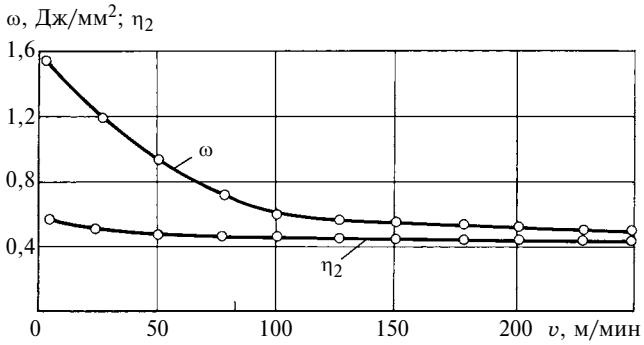


Рис. 1. Баланс теплоты при зенкеровании стали 40Х инструментом из сплава Т15К6

бóльшая доля энергии выносится из зоны резания со стружкой.

Из уравнения баланса механической и тепловой энергий на основе постоянства оптимальной температуры резания Θ_o [3] для пары "инструментальный материал—обрабатываемый материал" получено выражение для оптимальной (по износостойкости инструмента) скорости v_o резания при различных видах лезвийной обработки отверстий: $v_o = \frac{a}{a_1} k_1 k_2 k_3 k_4 k_5$, где k_1, k_2 и k_3 — безразмерные коэффициенты, аналитически определяемые из баланса механической и тепловой энергий, учитывающие соответственно механические и теплофизические свойства обрабатываемого и инструментального материалов; геометрические параметры сечения среза, заготовки и инструмента; износ за период стойкости и глубину обрабатываемого отверстия; k_4 и k_5 — обобщенные табличные статистические коэффициенты, учитывающие соответственно влияние смазочно-охлаждающей среды и износостойкого инструментального покрытия [1].

С точки зрения модернизации современного металлообрабатывающего производства наиболее целесообразной является единая методология определения аналитическим методом режимов резания и геометрических параметров инструмента с их оптимизацией по двум критериям: гарантированному получению требуемого качества и экономическому показателю в виде максимальной производительности ($v_п$), максимальной размерной стойкости (v_o) и минимальной технологической себестоимости ($v_э$), при этом $v_o < v_э < v_п$.

Поэтому значительный интерес представляет установление связи между различными подходами к оптимизации процессов резания, в частности, между выше представленным и предложенным В. К. Старковым [4, 5], в котором на основе дислокационных представлений рекомендуется оптимизировать процессы резания по критериям минимизации энергетических затрат — удельной энергоемкости процесса (η_1) и энергетическому критерию качества (η_2).

Удельная энергоемкость, характеризуя физико-механическое состояние зоны резания, является показателем эффективности съема материала и определяет условия работы режущего инструмента [4]. С помощью удельной энергоемкости можно оптимизировать условия резания, при этом экономическая сторона вопроса отражается в ограничениях на оптимизируемые параметры. Удельная энергоемкость процесса — критерий, рекомендуемый для оптимизации предварительной или черновой обработки, определяется выражением

$$\eta_1 = \frac{P_z v}{v S_z t}, \text{ Дж/м}^3, \qquad (2)$$

где S_z — подача на один зуб инструмента; t — глубина резания.

Выбор режима по минимальной удельной энергоемкости обеспечивает возможность обработки с наибольшим КПД [4].

В качестве комплексного критерия оптимизации чистовой обработки резанием рекомендуется [4] энергетический критерий качества, представляющий собой отношение накопленной энергии деформации или скрытой энергии U_c в поверхностном слое детали к площади поверхности, обрабатываемой в единицу времени:

$$\eta_2 = \frac{U_c}{v S_z}, \text{ Дж/мм}^2. \qquad (3)$$

По данным работы [5] условия обработки, при которых формируется поверхностный слой с минимальной накопленной энергией, обеспечивают повышенные эксплуатационные свойства деталей при высоких температурах и улучшают их коррозионную стойкость. При этом наблюдается минимальная деформация поверхностного слоя обрабатываемой детали, следовательно, обеспечивается высокая точность обработки. Кроме того, повышается качество обработанной поверхности — снижается ее шероховатость.

При решении уравнения баланса (1) и представлении его в критериальной форме имеет место энергетический критерий A [6, 7], характеризующий тепловую активность стружки относительно теплоты, выделяющейся в зоне резания, который можно выразить через температуру θ резания:

$$A = \frac{a_1 b_1 c\rho\theta}{P_z} = \frac{S_z t c\rho\theta}{P_z}, \qquad (4)$$

где b_1 — ширина среза; $c\rho$ — удельная объемная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(м^3 · К).

Представляет особый интерес установление связи между энергетическими критериями η_1, η_2 и критерием A для лезвийной обработки отверстий. Подставив выражение (4) в формулу (2), получим:

$$\eta_1 = \frac{c\rho\theta}{A}. \qquad (5)$$

Таким образом, чем выше критерий A, тем меньше критерий η_1. Оптимизацией режима в этом направлении реализуется возможность обработки с максимальным КПД.

Оптимальные по интенсивности изнашивания инструмента условия, при которых в зоне резания обеспечивается оптимальная температура θ_o для пары "материал инструмента—обрабатываемый материал" [3], есть частный случай выражения (5):

$$\eta_{10} = \frac{c\rho\theta_o}{A_o}, \qquad (6)$$

где $A_o = \dfrac{S_z t c \rho \theta_o}{P_{zo}}$ — энергетический критерий A при оптимальной температуре резания; P_{zo} — минимальная стабилизированная тангенциальная составляющая силы резания при оптимальной температуре резания [1].

Формула (6) показывает, что в условиях оптимального резания (v_o), при котором $c\rho\theta_o$ — величина постоянная, энергоемкость процесса полностью определяется критерием A_o, причем при $P_z = P_{zo}$ критерий A_o имеет максимальное значение, а η_{10} — минимальное. Поскольку при оптимальном резании (v_o, θ_o) обеспечивается максимальная стойкость инструмента и наилучшие показатели качества поверхностного слоя [8, 9], то из формулы (6) следует, что минимальной удельной энергоемкости процесса (η_{10}) всегда соответствует наилучшее качество формируемого поверхностного слоя и минимальная интенсивность изнашивания осевого лезвийного инструмента.

Представим энергетический критерий в виде:

$$A = \frac{v S_z t c \rho \theta}{P_z v}. \qquad (7)$$

Знаменатель выражения (7) представляет собой практически всю энергию Q, выделяющуюся в зоне резания, числитель же содержит температуру резания θ, которую выразим через среднюю температуру стружки $\bar{\theta}_c$.

Количество теплоты, уходящее в стружку

$$Q_c = Q_{сд} + Q_{ст}, \qquad (8)$$

где $Q_{сд}$ — теплота первичных пластических деформаций, перешедшая в стружку; $Q_{ст}$ — теплота трения, перешедшая в стружку с передней контактной площадки зуба инструмента.

С учетом средней температуры стружки для теплоты Q_c, уходящей в стружку при снятии в единицу времени объема $V = v\dfrac{1}{k_a} S_z t$ (где k_a — коэффициент утолщения стружки), можно записать:

$$Q_c = v\frac{1}{k_a} S_z t c \rho \bar{\theta}_c. \qquad (9)$$

Здесь $\bar{\theta}_c = \Psi\theta$, где Ψ — коэффициент пропорциональности между осредненной температурой стружки и температурой резания, зависящий от условий протекания процесса и вида лезвийной обработки.

Энергетический критерий A можно выразить через теплоту Q_c, уносимую из зоны резания со стружкой. Подставим в выражение (7) температуру резания из уравнения (9), получим: $A = \dfrac{Q_c k_a}{P_z v \Psi}$.

Введем обозначение $A_1 = \dfrac{Q_c}{Q} = \dfrac{Q_c}{P_z v}$ и характеристику $W = P_z v - Q_c = \left(1 - \dfrac{Q_c}{P_z v}\right) P_z v = (1 - A_1) Q$, представляющую собой энергию, которая не выносится стружкой из зоны резания и перераспределяется между деталью (поверхность резания и обработанная поверхность) и инструментом.

Выполненные для сверления, зенкерования и развертывания расчеты (и для других видов лезвийной обработки [6]) показали, что с увеличением скорости резания теплота, уносимая стружкой из зоны резания, увеличивается по сравнению с общей теплотой, выделяющейся при обработке (см. рис. 1).

Рассмотрим отношение энергии W к площади поверхности, обрабатываемой в единицу времени одним зубом инструмента: $\omega = \dfrac{W}{v S_z}$ и сопоставим его с энергетическим критерием η_2 качества, представляющим собой отношение скрытой энергии в поверхностном слое детали к площади поверхности, обрабатываемой в единицу времени, в виде функций $\omega = f_1(v)$ и $\eta_2 = f_2(v)$. Расчеты ω выполним применительно к процессу зенкерования (для условий работы одного зуба), зависимости для которого получены в работе [5] при точении стали 40Х инструментом из сплава Т15К6. Режимы этих процессов зададим максимально схожими. Результаты расчетов представлены на рис. 2.

Анализ зависимостей $\omega = f_1(v)$ и $\eta_2 = f_2(v)$ показывает, что с увеличением скорости v резания, а следовательно, и ростом A_1, энергия, выносимая из зоны резания со стружкой, увеличивается, значение ω приближается к значениям η_2, при больших скоростях они становятся весьма близкими. Следовательно, чем больше энергии выносится стружкой из зоны резания ($A_1 \to 1$), тем выше качество и точность обработки (аналогично критерию η_2). То есть при оптимизации процесса лезвийной обработки следует стремиться организовать его таким образом

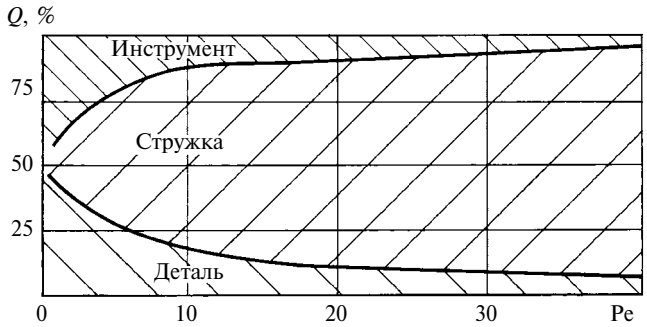


Рис. 2. Зависимости изменения показателей ω и η_2 от скорости резания

(режим обработки, инструментальный материал, геометрия инструмента), чтобы большая часть энергии выносилась из зоны резания стружкой. Отметим, что начиная с v_o, значения ω и η_2 становятся весьма близкими.

Таким образом, как с точки зрения рассмотрения процесса резания через энергетический критерий A, так и с точки зрения дислокационных представлений обработка на оптимальной скорости резания позволяет обеспечить минимальное значение удельной энергоемкости процесса, при этом достигается максимальная размерная стойкость инструмента и наилучшее качество поверхностного слоя. Кроме того, создаются условия для выноса значительного количества энергии из зоны резания стружкой (при $v \geqslant v_o$), что подтверждает баланс теплоты в зоне резания (см. рис. 1). С увеличением скорости резания количество теплоты, выносимой стружкой из зоны резания, возрастает. Поэтому предпочтительнее режим $v \geqslant v_o$, что успешно реализуется элементами САПР применительно к лезвийной обработке отверстий осевым инструментом [7, 9].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Баранов А. В.** Расчет режимов резания при обработке отверстий осевым инструментом // Вестник машиностроения. 2002. № 2. С. 45—48.
2. **Силин С. С.** Метод подобия при резании материалов. М.: Машиностроение, 1979. 152 с.
3. **Макаров А. Д.** Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
4. **Старков В. К.** Дислокационные представления о резании металлов. М.: Машиностроение, 1979. 160 с.
5. **Старков В. К.** Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. М.: Машиностроение, 1989. 296 с.
6. **Силин С. С., Баранов А. В.** Оптимизация операций механической обработки по энергетическим критериям // СТИН. 1999. № 1. С. 16, 17.
7. **Баранов А. В.** Обеспечение высокоэффективной обработки отверстий // Вестник машиностроения. 2008. № 7. С. 42—45.
8. **Безъязычный В. Ф., Баранов А. В.** Расчетный метод определения глубины и степени наклепа при обработке отверстий лезвийным осевым инструментом // Вестник машиностроения. 2002. № 6. С. 65, 66.
9. **Баранов А. В.** Математическое обеспечение САПР режимов лезвийной обработки отверстий // Справочник. Инженерный журнал. 2009. № 4. С. 28—30.

УДК 621.92

Д. В. ЛОБАНОВ, канд. техн. наук, А. С. ЯНЮШКИН, д-р техн. наук (Братский ГУ), e-mail: mf_nauka@brstu.ru

Влияние методов затачивания на качество твердосплавного инструмента для обработки композиционных материалов

Представлены результаты исследований влияния методов затачивания на качество твердосплавного инструмента для обработки композиционных материалов. Рассмотрены недостатки традиционных методов затачивания, причины возникновения дефектов на обработанных поверхностях. Отмечены преимущества комбинированных методов электрофизического и электрохимического алмазного затачивания инструмента.

Ключевые слова: комбинированное электроалмазное затачивание, инструмент, твёрдый сплав, качество.

The investigation results of influence of sharpening methods upon the carbide tool quality for machining of composite materials are presented. The shortcomings of traditional sharpening methods and the causes of defects arising on the treated surfaces have been considered. The advantages of combined methods of the electrophysical and electrochemical diamond sharpening of a tool have been shown.

Keywords: combined electro-diamond sharpening, tool, hard alloy, quality.

В современной промышленности большое внимание уделяется повышению производительности производства и качества выпускаемой продукции. Актуальными являются вопросы повышения работоспособности режущего инструмента при сохранении качественных параметров его поверхностей и режущего лезвия, что, в свою очередь, влияет на качество продукции. В связи с этим в конструкциях инструмента целесообразно применение прогрессивных инструментальных материалов, обладающих повышенными работоспособностью и сопротивляемостью изнашиванию.

Широкое использование твердосплавного инструмента в различных отраслях промышленности вызвало ряд научно-технических проблем, среди которых важнейшее место занимает подготовка инструмента к работе. Формирование необходимой геометрии и микрогеометрии особенно важно при подготовке инструмента для обработки композиционных неметаллических материалов, которые находят все большее применение в промышленности. В этом случае проблема заключается в том, что такие инструменты, как правило, имеют небольшие в сравнении с металлообрабатывающими инструментами углы заострения и часто имеют сложный профиль режущих кромок. Применение в таких инструментах режущих элементов из твердых сплавов связано с затрудненным формообразованием качественных режущих поверхностей и лезвий.

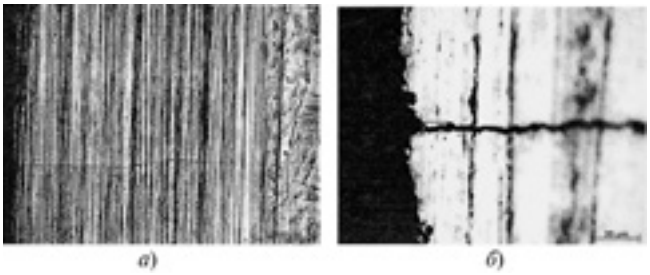
Нами исследовалось влияние методов затачивания на качество сложнопрофильного твердосплавного инструмента. Для этого образцы твердосплавного инструмента с геометрическими параметрами, необходимыми для обработки композиционных материалов, затачивали традиционными и прогрессивными методами.

В настоящее время для затачивания твердосплавного инструмента в производственных условиях предусматривается использование в качестве инструмента на черновых операциях кругов из карбида кремния черного или зеленого, а на доводочных операциях — алмазных кругов на органических связках. Однако для получения твердосплавного инструмента с качественно подготовленными лезвием и поверхностями резания применение рекомендуемых кругов нецелесообразно, так как при затачивании ими значительно повышается температура обрабатываемой поверхности, что способствует возникновению в инструментальном материале дефектов в виде напряжений, сколов, макро- и микротрещин [1, 2].

Использование при затачивании абразивных кругов из синтетических алмазов позволяет частично решить эти проблемы. На практике нашли применение алмазные круги на керамических и органических связках. Но в силу особых свойств этих связок такие круги также интенсивно и неравномерно изнашиваются, быстро теряют геометрическую форму профиля. Они в основном используются для доводки твердосплавных инструментов. Но и алмазные круги оставляют на поверхности твердого сплава дефекты, как правило в виде трещин, которые выявляются с применением оптической и растровой электронной микроскопии.

Качество затачивания исследовали с использованием оптического микроскопа Carl Zeiss Axio-Observer, растрового электронного микроскопа Carl Zeiss и комплекса Zygo New ViewTM (оптического интерферометра) для изучения топографии поверхности.

Дефекты на рабочих поверхностях инструмента слабо видны невооруженным глазом, однако при более детальном изучении они четко прослеживаются и имеют размерность до 3÷4 мкм (рис. 1, 2).



а) *б*)

Рис. 1. Вид заточенной поверхности твердого сплава ВК8 при увеличении 50 (*а*) и 200 (*б*)

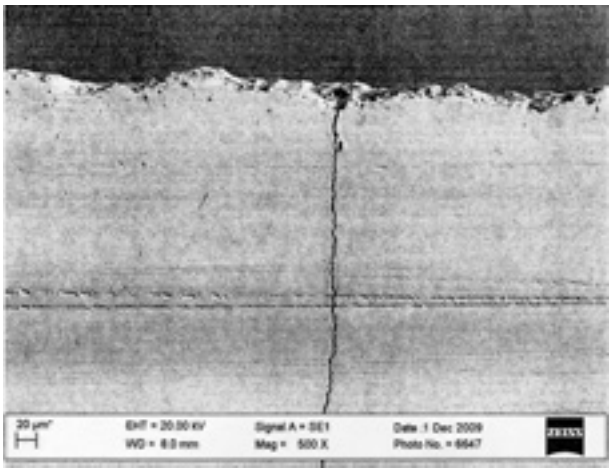


Рис. 2. Поверхность твердого сплава ВК8 после алмазного затачивания (×500)

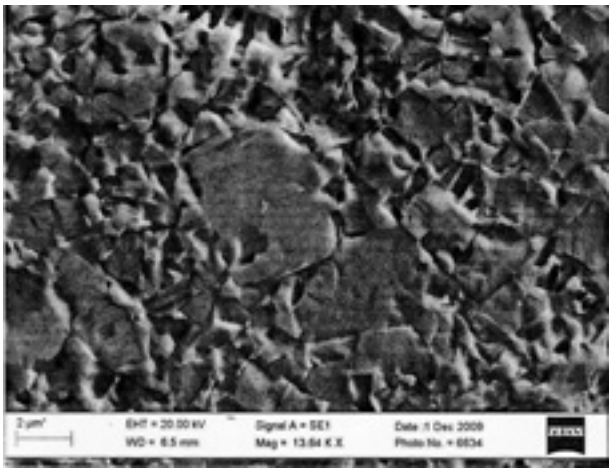


Рис. 3. Зерна карбидов в твердом сплаве ВК8 после алмазного затачивания (×13 640)

Что касается трещинообразования, то большинство авторов, исследовавших процесс обработки твердых сплавов, считают, что оно имеет термическое происхождение. Высокие температуры создаются в зоне контакта круга с твердым сплавом, локализация их в верхних слоях последнего вызывает возникновение напряжений.

Коэффициенты линейного расширения карбидов и цементирующей фазы различны. Значительный градиент температуры по глубине пластины и различное расширение карбидов (рис. 3) и цементирующей фазы определяют объемные изменения в шлифуемом твердом сплаве и свидетельствуют о процессах вторичной рекристаллизации карбидов. Объемные изменения вызывают возникновение напряжений, которые становятся причиной образования трещин (рис. 4). Наличие дефектов на заточенных поверхностях может в дальнейшем привести к разрушению твердого сплава, появлению сколов на режущей кромке инструмента (рис. 5, 6), а следовательно, к выходу инструмента из строя.

Изучение топографии инструмента, оснащенного твердым сплавом ВК8, после алмазного затачивания (рис. 7) показало, что даже при достаточно небольшой шероховатости обработанной поверхности (Ra = 0,23 мкм) состояние режущей кромки инструмента остается неудовлетворительным. На кромке имеются сколы, вырывы твердого сплава, зазубрины. Исследование состояния заточенной режущей кромки с использованием оптической микроскопии также выявило недостаточную остроту режущего лезвия — наличие на нем фасок шириной до 20 мкм (рис. 8). Такое состояние кромки приводит к ухудшению условий резания, уменьшает период технологической стойкости инструмента и, как следствие, снижает качество обработанной поверхности.

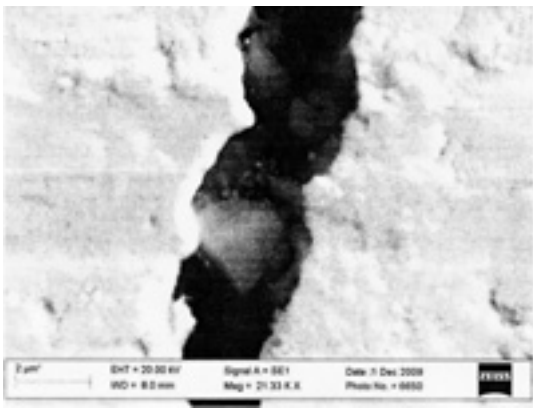


Рис. 4. Трещина на поверхности твердого сплава ВК8, образовавшаяся при алмазном затачивании (×21 330)

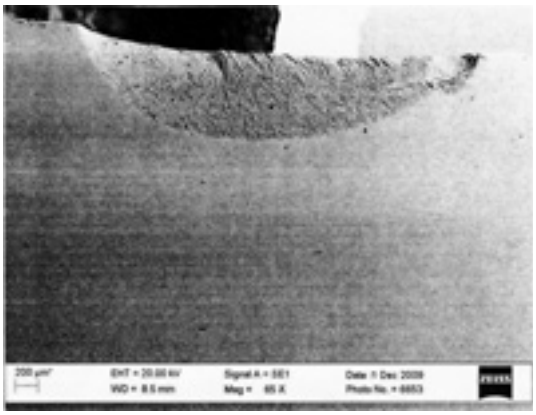


Рис. 5. Скол на поверхности твердого сплава ВК8, образовавшийся при затачивании (×65)

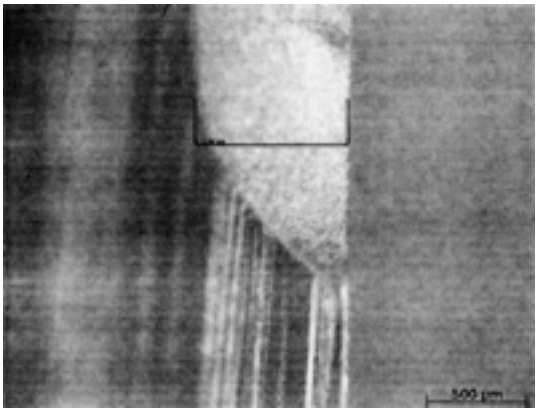


Рис. 6. Скол на режущей кромке инструмента, оснащенного твердым сплавом ВК8

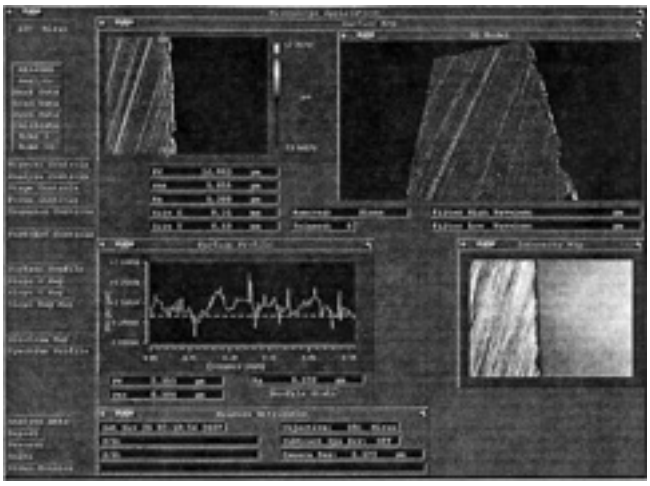


Рис. 7. Исследование топографии заточенной поверхности и режущей кромки инструмента, оснащенного твердым сплавом ВК8

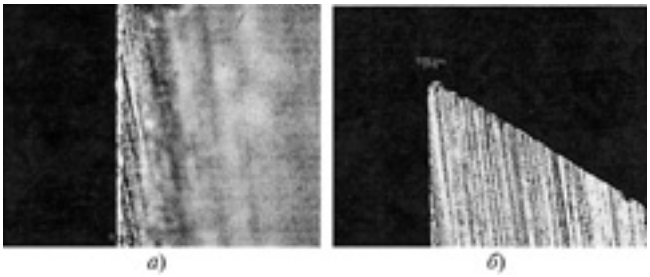


Рис. 8. Вид заточенной режущей кромки инструмента, оснащенного твердым сплавом ВК8, при увеличении 50 (*а*) и 25 (*б*)

Для достижения рациональных качественных характеристик твердосплавного инструмента для обработки композиционных материалов наиболее перспективны методы электрофизического и электрохимического алмазного затачивания инструмента, позволяющие достаточно эффективно обрабатывать высокопрочные труднообрабатываемые инструментальные материалы и обеспечивать необходимые параметры сложного профиля и микрогеометрии лезвия.

При электрохимическом алмазном затачивании инструмент подключается к положительному полюсу источника постоянного тока, круг — к отрицательному. В этом случае электрическая цепь замыкается через электролит, подаваемый в зазор между алмазными зернами и затачиваемой поверхностью. Однако заточенные методом электрохимического шлифования поверхности твердого сплава

внешне имеют дефекты в виде сильно растравленных участков, на которых видны отдельные глубокие кратеры, образованные в результате локальных эрозионных процессов. Такой инструмент имеет невысокий период стойкости и не способен сохранить исходный профиль режущих кромок.

При применении алмазного затачивания с электрохимической правкой круг подключается к положительному полюсу источника постоянного тока, специальный катод — к отрицательному, а затачиваемый инструмент является электронейтральным. При подаче электролита в область контакта шлифовального круга с катодом и включении источника постоянного тока образуется замкнутая электрическая цепь, что способствует электрохимическому травлению продуктов засаливания и отчасти связки круга и обеспечивает освобождение затупившихся алмазных зерен и сохранение чистоты алмазоносного слоя, его высоких и при этом постоянных во времени режущих свойств, т. е. работу круга в режиме самозатачивания. Хотя при данном методе условия резания неизмеримо благоприятнее, чем при затачивании всухую, все-таки заточенный инструмент имеет макродефекты. На режущей кромке видны сколы, вырывы целых блоков твердого сплава, размеры которых составляют 10÷15 мкм, стойкость инструмента также невысока.

Нами разработан комбинированный метод электроалмазной обработки [3], при котором кроме непосредственной механической обработки алмазным кругом на металлической связке дополнительно осуществляется анодное растворение поверхности обрабатываемого изделия с параллельной непрерывной электрохимической правкой круга. Данный метод обеспечивает высокую производительность, низкие силы и температуры резания. В результате отсутствуют сколы, микро- и макротрещины, прижоги, обеспечиваются высокое качество режущей кромки инструмента и режущая способность шлифовального круга. После затачивания твердосплавного инструмента комбинированным методом электроалмазного шлифования с одновременной непрерывной правкой поверхности круга режущая кромка имеет неглубокие зазубрины и сколы. Дефекты обработанных поверхностей после затачивания таким методом имеют значительно меньшие (не более 2 мкм) размеры, чем при затачивании другими методами (рис. 9).

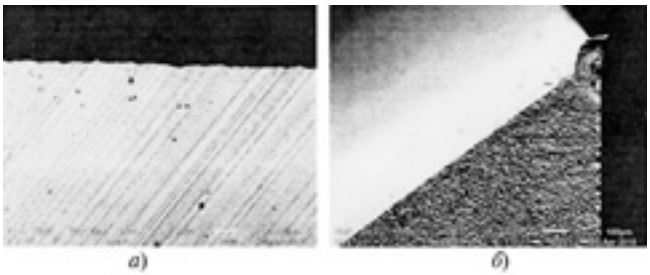


Рис. 9. Вид передней поверхности (*а*) и режущей кромки (*б*) инструмента, оснащенного твердым сплавом ВК3М, после затачивания методом комбинированной электроалмазной обработки (×100)

По результатам сравнительного анализа, лабораторных и производственных испытаний установлены преимущества комбинированного метода электроалмазного шлифования с одновременной непрерывной правкой поверхности круга. В связи с этим при затачивании твердосплавного инструмента с уменьшенными углами заострения для обработки композиционных материалов нами рекомендуется комбинированный метод с одновременным электрохимическим травлением затачиваемой поверхности и электрохимической правкой поверхности круга. Применение данного метода позволит повысить качество режущего инструмента и увеличить его работоспособность, а следовательно, повысить качество выпускаемой продукции и производительность обработки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Янюшкин А. С.** Технология комбинированного электроалмазного затачивания твердосплавных инструментов. М.: Машиностроение-1, 2003. 242 с.

2. **Совершенствование** технологических процессов машиностроительных производств / А. С. Янюшкин, С. О. Сафонов, Д. В. Лобанов и др. Монография. Братск: ГОУ ВПО "БрГУ". 2006. 302 с.

3. **Пат. 2239525 Рос. Федерации:** МПК[7] С1 В23 Н5/00, В24 В53/00. Устройство для комбинированной электроалмазной обработки с непрерывной правкой круга.

ВНИМАНИЮ АВТОРОВ!

Правила подготовки рукописи опубликованы на 3-й полосе обложки журнала "Вестник машиностроения" № 2 за 2010 г.

УДК 621.9.06

А. Г. ИВАХНЕНКО, д-р техн. наук, В. В. КУЦ, канд. техн. наук, М. Л. СТОРУБЛЕВ, А. Н. СТРУКОВ
(Курский ГТУ), e-mail: ivakhnenko2002@mail.ru

Базирование звеньев формообразующих систем металлорежущих станков на ранних этапах проектирования

Рассматриваются вопросы вариантного проектирования на ранних этапах формирования схем базирования и комплектов баз для базирования формообразующих звеньев металлорежущих станков и определения положения опорных точек.

Ключевые слова: металлорежущие станки, базирование, комплект баз, опорные точки.

The matters of variant design in the early stages of forming of basing schemes and sets of bases for basing of the forming links of the machine tools and definition of the location of reference points are considered.

Keywords: cutting machines, basing, a set of bases, reference points.

На ранних этапах проектирования металлорежущих станков при структурном и параметрическом синтезе [1] решается задача определения взаимного положения основных звеньев формообразующих систем, обеспечивающих обработку заданной номенклатуры поверхностей деталей. Решение данной задачи определяет качество проектных решений и основано на теории базирования, в соответствии с которой детали придается определенное положение путем соприкосновения ее поверхностей с поверхностями детали (деталей), на которые ее устанавливают [2]. Однако эти положения нельзя использовать в полной мере на ранних этапах проектирования металлорежущих станков ввиду отсутствия конструкции узлов, входящих в звенья формообразующих систем, деталей, входящих в состав этих узлов (их конструктивного исполнения), и четких требований относительно положения баз (опорных точек) на поверхности детали при лишении деталей узлов степеней свободы. Это и вызывает трудности при формировании состава комплекта баз и выявлении состава связей, которые необходимо создать в соответствии с условиями задачи, обусловливая необходимость в разработке иных подходов к формированию состава комплекта баз на ранних этапах проектирования станков.

Звено формообразующей системы станка может быть неподвижным или выполнять одно движение формообразования [3]. В первом случае звено необходимо лишить шести степеней свободы, наложив шесть двусторонних геометрических связей. Во втором случае необходимо исключить пять степеней свободы.

Если звену формообразующей системы поставить в соответствие прямоугольную систему координат *XYZ*, то подвижное звено должно или совершать перемещение вдоль одной из осей (*OX*, *OY*, *OZ*), или совершать вращение вокруг одной оси, т. е. звено должно иметь одну степень свободы. На остальные степени свободы необходимо наложить пять двухсторонних геометрических связей.

Так как каждая опорная точка соотносится с одной из степеней свободы, то, накладывая связи на разные опорные точки, можно получить все известные виды баз (табл. 1): установочную (У); направляющую (Н); опорную (О); двойную направляющую (ДН); двойную опорную (ДО). Условное обозначение связи состоит из нескольких цифр, каждая из которых соответствует одной степени свободы: 1—3 — перемещения соответственно вдоль осей *OX*, *OY*, *OZ*; 4—6 — поворот соответственно вокруг осей *OX*, *OY*, *OZ*. Так, обозначение 345 означает, что связи наложены на опорные точки, лишающие узел возможности перемещаться вдоль оси *OZ* и вращаться вокруг осей *OX* и *OY*.

Сочетанием различных баз можно сформировать варианты комплектов баз как для неподвиж-

Таблица 1

Варианты наложения связей на опорные точки

Вид базы	Условное обозначение связи	Координатная плоскость накладываемой связи
У	345 246 156	*XOY* *XOZ* *YOZ*
Н	24 34 15 35 16 26	*XOZ* *XOY* *YOZ* *XOY* *YOZ* *XOZ*
ДО	12 13 23	*YOZ* и *XOZ* *YOZ* и *XOY* *XOZ* и *XOY*
О	1 2 3 4 5 6	*YOZ* *XOZ* *XOY* *XOY* или *XOZ* *XOY* или *YOZ* *XOZ* или *YOZ*
ДН	1245 1346 2356	*YOZ* и *XOZ* *YOZ* и *XOY* *XOZ* и *XOY*

ных, так и для подвижных звеньев формообразующей системы станка. При этом необходимо учитывать, что в рамках одного варианта различные виды связей не могут быть наложены на одну и ту же координатную плоскость (за исключением связей 4—6).

Так как неподвижное звено необходимо лишить шести степеней свободы и шесть связей накладываются на три координатные плоскости, то можно получить 20 вариантов комплектов баз (табл. 2). Один и тот же комплект баз может быть получен различными вариантами наложения связей относительно принятой системы координат звена. При этом сочетание и число наложенных связей на соответствующую координатную плоскость остается неизменным. Первая цифра в коде комплекта баз означает степень свободы, которую имеет узел формообразующей системы станка. Для неподвижного звена он равен нулю. Так, код 0-345-16-2 означает, что звено неподвижное, комплект баз состоит из установочной базы (код 345 с наложением связи на плоскость XOY), направляющей базы (код 16 с наложением связи на плоскость YOZ) и опорной базы (код 2 с наложением связи на плоскость XOZ).

Для лишения подвижного звена пяти степеней свободы следует наложить пять связей:

а) на две координатные плоскости, если звено формообразующей системы станка выполняет перемещение вдоль одной из координатных осей;

б) на три координатные плоскости, если звено формообразующей системы станка выполняет вращение вокруг одной из координатных осей.

Таким образом, для подвижного звена можно получить 36 вариантов комплектов баз (табл. 3).

Для любой формообразующей системы станка, описываемой координатным кодом [2], можно получить множество исполнений комплектов баз для подвижных и неподвижных узлов станка. Так, в табл. 4 представлены варианты исполнений комплектов баз для подвижных узлов токарно-винторезного станка с компоновочным кодом 6031 (рис. 1). На рис. 2—5 приведены варианты расположения опорных точек при базировании некоторых узлов токарно-винторезного станка.

Таблица 2

Варианты комплектов баз при базировании узлов станков, лишенных шести степеней свободы

Комплект базы	Коды комплектов баз
1У, 1Н и 1О	0-345-16-2; 0-345-26-1; 0-246-15-3; 0-246-35-1; 0-156-24-3; 0-156-34-2
1ДН и 2О	0-1245-3-6; 0-1246-3-5; 0-1256-3-4; 0-1345-2-6; 0-1346-2-5; 0-1356-2-4; 0-2345-1-6; 0-2346-1-5; 0-2356-1-4
1У, 1ДО и 1О	0-245-12-6; 0-246-13-5; 0-156-23-4
3Н	0-16-24-35; 0-15-26-34

Таблица 3

Варианты комплектов баз при базировании узлов станков, лишенных пяти степеней свободы

Комплект базы	Оставшаяся степень свободы узла	Коды комплектов баз
2Н и 1О	1	1-24-35-6; 1-26-34-5
	2	2-15-34-6; 2-16-35-4
	3	3-15-24-6; 3-16-24-5
	4	4-15-26-3; 4-16-35-2; 4-26-35-1
	5	5-16-24-3; 5-16-34-2; 5-26-34-1
	6	6-15-24-3; 6-15-34-2; 6-24-35-1
1Н, 1ДО и 1О	1	—
	2	—
	3	—
	4	4-15-23-6; 4-16-23-5; 4-26-13-5; 4-35-12-6
	5	5-16-23-5; 5-24-13-6; 5-26-13-4; 5-34-12-6
	6	6-15-23-4; 6-24-13-5; 6-34-12-5; 6-35-12-4
1У и 2О	1	1-345-2-6; 1-246-3-5
	2	2-345-1-6; 2-156-3-4
	3	3-246-1-5; 3-156-2-4
	4	4-156-2-3
	5	5-246-1-3
	6	6-345-1-2
1У и 1Н	1	1-345-26; 1-246-35
	2	2-345-16; 2-156-34
	3	3-246-15; 3-156-24
	4	—
	5	—
	6	—

Таблица 4

Варианты комплектов баз для подвижных узлов токарно-винторезного станка

Узел	Число степеней свободы	Исполнения комплектов баз
Шпиндель ($X_ш$ $Y_ш$ $Z_ш$)	6	6-345-1-2; 6-15-23-4; 6-24-13-5; 6-34-12-5; 6-35-12-4; 6-15-24-3; 6-15-34-2; 6-24-35-1
Продольный суппорт ($X_{пр.с}$ $Y_{пр.с}$ $Z_{пр.с}$)	3	3-246-1-5; 3-156-2-4; 3-15-24-6; 3-16-24-5
Поперечный суппорт ($X_{пс}$ $Y_{пс}$ $Z_{пс}$)	1	1-345-2-6; 1-246-3-5; 1-24-35-6; 1-26-34-5

Так как одна опорная точка лишает деталь только одной степени свободы, то в качестве ее положения можно выбрать любую точку поверхности детали, входящей в состав узла и отвечающей условиям, число которых варьируется в зависимости от того, лишается деталь возможности перемещения вдоль одной из осей системы координат детали или вращения вокруг осей.

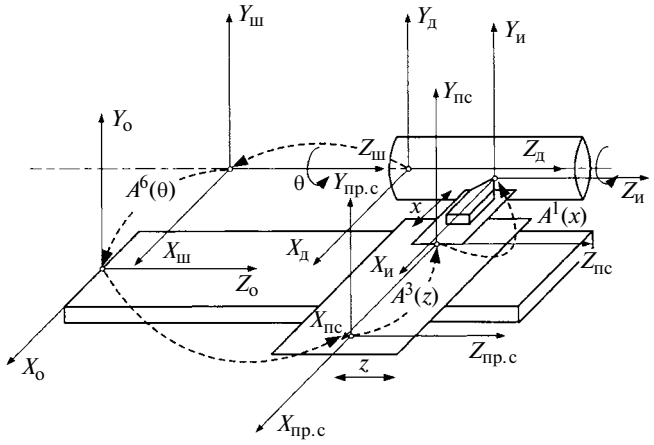


Рис. 1. Схема взаимосвязей локальных систем координат и формообразующих движений токарно-винторезного станка

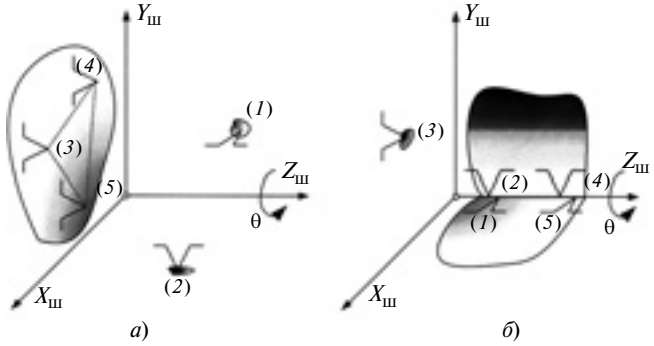


Рис. 2. Базирование шпинделя по схемам 6-345-1-2 (*а*) и 6-15-24-3 (*б*)

Если поверхность детали узла в параметрическом виде $\bar{r}(u, v)$, то в первом случае положение опорной точки должно удовлетворять условию (рис. 6, *а*):

$$\bar{h}\,[\bar{r}_u(u, v) \times \bar{r}_v(u, v)] = 1, \qquad (1)$$

где $\bar{h}$ — единичный орт, направленный вдоль рассматриваемой оси координат, относительно которой деталь лишается возможности перемещения, т. е. $\bar{h} = [1\ 0\ 0\ 0]$ для оси OX, $\bar{h} = [0\ 1\ 0\ 0]$ для оси OY, $\bar{h} = [0\ 0\ 1\ 0]$ для оси OZ; $\bar{r}_u(u, v)$, $\bar{r}_v(u, v)$ — производные поверхности по параметрам соответственно u и v, т. е. $\bar{r}_u(u, v) = \partial\bar{r}(u, v)/\partial u$, $\bar{r}_v(u, v) = \partial\bar{r}(u, v)/\partial v$; u, v — криволинейные координаты.

Уравнение (1) означает, что в качестве опорной точки можно выбрать любую точку поверхности, в которой вектор нормали к поверхности $[\bar{r}_u(u, v) \times \bar{r}_v(u, v)]$ параллелен оси, относительно которой деталь лишается возможности перемещения.

Во втором случае с учетом того, что вращение узла осуществляется относительно начала его системы координат, положение опорной точки должно удовлетворять условиям (см. рис. 6, *б*, точка 1):

$$\begin{cases} \bar{h}[\bar{r}_u(u, v) \times \bar{r}_v(u, v)] = 0; \\ \bar{r}(u, v)[\bar{r}_u(u, v) \times \bar{r}_v(u, v)] = 0, \end{cases} \qquad (2)$$

что является предпочтительным, или удовлетворять условию (см. рис. 6, *б*, точка *2*):

$$\bar{h}\,[\bar{r}_u(u, v) \times \bar{r}_v(u, v) \neq 1. \qquad (3)$$

В противном случае на основании условий (2) определяют точки, в которых нормаль к поверхно-

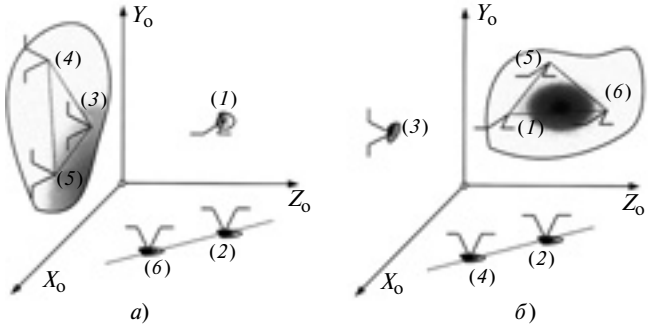


Рис. 3. Базирование коробки скоростей на станине по схемам 0-345-26-1 (*а*) и 0-156-24-3 (*б*)

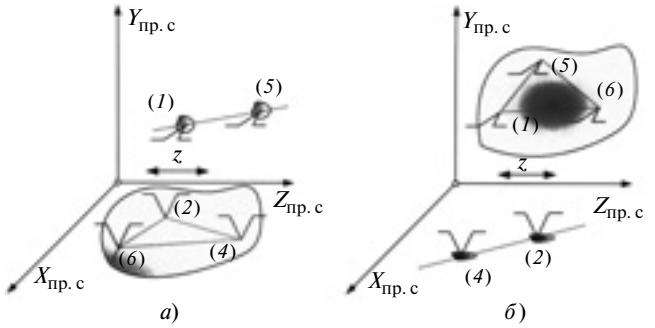


Рис. 4. Базирование продольного суппорта по схемам 3-246-15 (*а*) и 3-156-24-3 (*б*)

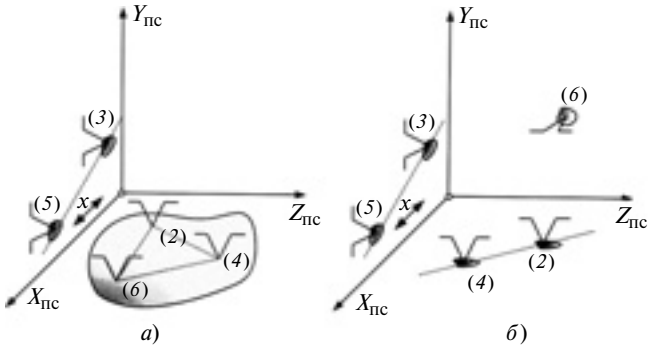


Рис. 5. Базирование поперечного суппорта по схемам 1-246-35 (*а*) и 1-24-35-6 (*б*)

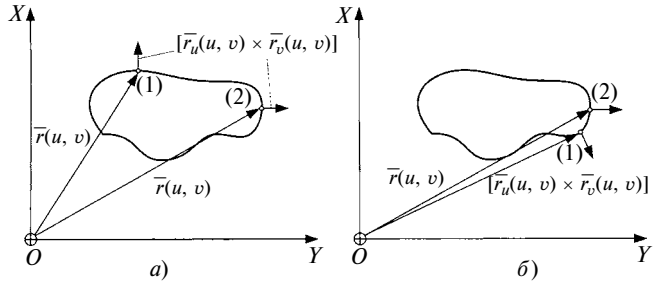


Рис. 6. Расчетные схемы точек контакта с базируемой деталью при лишении степеней свободы при перемещении (*а*) и вращении (*б*)

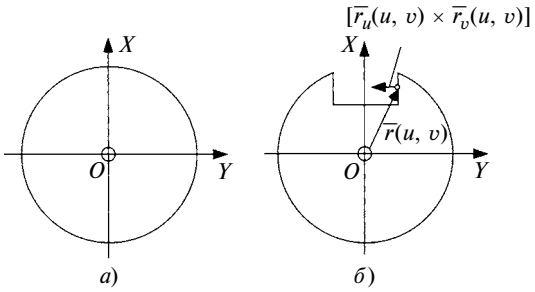


Рис. 7. Формирование поверхности для лишения возможности вращения детали:
а — исходная форма поверхности детали; *б* — измененная

сти лежит в плоскости, перпендикулярной к рассматриваемой оси координат, относительно которой узел лишается возможности вращения (для оси OX — плоскость YOZ, для OY — XOZ, для OZ — XOY), и перпендикулярна к радиус-вектору $\bar{r}(u, v)$ в данной точке.

На основании условия (3) определяют точки, в которых вектор нормали к поверхности не параллелен оси вращения. Очевидным является то, что точка, удовлетворяющая условию (2), удовлетворяет и условию (3), но не наоборот.

Если при выборе положения опорных точек возникает ситуация (рис. 7, *а*), при которой ни одна из точек поверхности не удовлетворяет условию (1) или условию (2), или условию (3), то это означает, что для установки опорной точки необходимо дополнительно сформировать поверхность, для которой эти условия должны выполняться, т. е. следует создать искусственную базу (рис. 7, *б*).

Таким образом, были решены задачи, связанные с вариантным проектированием на ранних этапах схем базирования и формированием комплектов баз для базирования формообразующих звеньев металлорежущих станков, а также с определением положения опорных точек на поверхностях деталей данных узлов.

Работа выполнена в соответствии с ФЦП "Научные и научно-педагогические кадры инновационной России" на 2009—2013 гг.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ивахненко А. Г.** Концептуальное проектирование металлорежущих систем. Структурный синтез. Хабаровск: Изд-во Хабаровского ГТУ, 1998. 124 с.
2. **Колесов И. М.** Основы технологии машиностроения. М.: Высшая школа, 2001. 591 с.
3. **Решетов Д. Н., Портман В. Т.** Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 336 с.

УДК 621.9.08

О. С. ЛОМОВА, С. М. ЛОМОВ, кандидаты технических наук (ОмГТУ, г. Омск), e-mail: 190567@mail.ru

Исследование влияния видов контакта центра и центрового отверстия на точность базирования при обработке деталей на круглошлифовальном станке

Показано, что форма цилиндрической поверхности детали зависит от характера прецессии оси вращения детали, определяемого видом контактирования центра станка и центрового отверстия деталей.

Ключевые слова: прецессия, ось вращения, центр станка, центровое отверстие, цилиндрическая поверхность.

It was shown that the shape of a cylindrical surface of a detail depends on the nature of the precession of the detail's rotation axis, which is defined by the type of contacting of the lathe's center and center hole of details.

Keywords: precession, rotation axis, lathe's center, center hole, cylindrical surface.

Эксплуатационные свойства деталей машин зависят от состояния их рабочих поверхностей, характеризуемых совокупностью геометрических и механических показателей качества, которые формируются в основном на финишных операциях механической обработки. Наиболее распространенными финишными операциями являются различные виды шлифования, обеспечивающие высокую точность размеров и качество обрабатываемой поверхности. При установке детали в центры станка для обработки существенное влияние на точность размеров и формы детали оказывают взаимное расположения базовых поверхностей и центров, силы

резания, зазоры в подвижных узлах станка или приспособления и многое другое.

Влияние перечисленных факторов на неподвижность оси вращающейся детали в центрах станка изучено недостаточно. В работах [1, 2] отмечалось смещение оси вращающейся в центрах детали, однако количественная связь между смещением и первичными погрешностями не установлена. Для нормирования геометрической точности станка (приспособления) и получения достоверных результатов измерения необходимо определить характер и траекторию смещения оси детали, вывести математические зависимости для расчета точности обработки.

При обработке на станке деталей нормальной точности установочные базы (центры станка и центровые отверстия детали) можно рассматривать как геометрически правильные элементы. При обработке же высокоточных деталей такое допущение ошибочно, поскольку центровые отверстия, как правило, на конической поверхности имеют выступы (волны), и центр станка контактирует с деталью только по этим выступам. Погрешности формы центровых отверстий наследуются обрабатываемой поверхностью детали [3].

Углы конусов центра и центрового отверстия выполняются с допусками — 40' и ± 30' соответственно. Положения центров станка и центровых отверстий детали и углы конусов центра и центрового отверстия должны находиться в пределах этих допусков, однако контактирование конусных поверхностей центра и центрового отверстия не всегда осуществляется по всей поверхности из-за разницы углов конусов даже при совпадении осей центра и центрового отверстия (рис. 1, *а* и *б*). Если оси центра станка и центрового отверстия не совпадают, контакт детали с центром осуществляется по точкам (рис. 1, *в*).

Кроме того, при обработке в центрах на точность формы влияют погрешность взаимного расположения центров (допуск 0,012 мм на длине 300 мм), несоосность центровых отверстий детали и т. д. Учитывая все погрешности отклонения формы: несовпадение углов конусных поверхностей центра и центрового отверстия; отклонение формы центров;

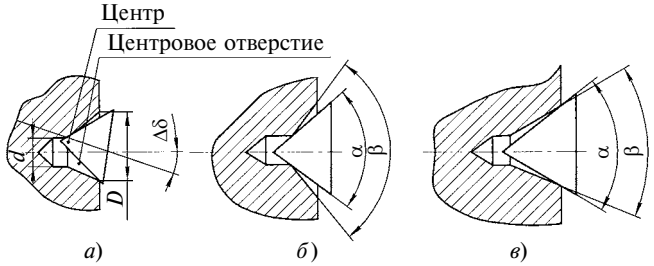


Рис. 1. Возможные варианты контакта конусных поверхностей:
а — оси конусов расположены под углом; *б* — α < β; *в* — α > β

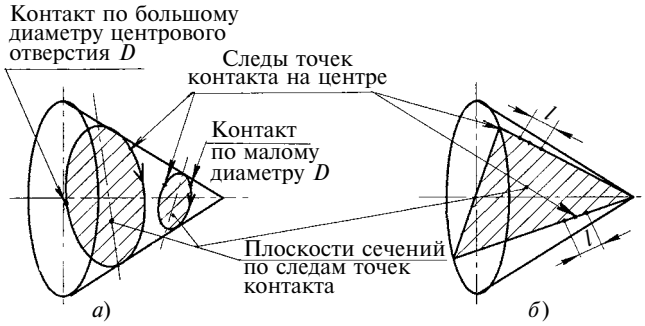


Рис. 2. Следы постоянных (*а*) и переменных (*б*) точек контакта на центре

несоосность центровых отверстий детали; несоосность центров станка, можно предположить, что деталь, установленная в центрах, будет иметь при вращении прецессию оси, т. е. круговое движение оси с одновременным вращением детали вокруг нее. Форма обработанной поверхности в этом случае зависит от характера прецессии оси, который определяется видом контактирования центра станка и центрового отверстия детали.

Существуют два вида контакта конусных поверхностей центров станка и центровых отверстий детали: по двум или нескольким постоянным точкам, расположенным на центровом отверстии, и по переменным точкам, расположенным по линиям пересечения конусной поверхности с цилиндрической поверхностью центрового отверстия и с торцевой поверхностью детали.

В первом случае число точек контакта (более двух) определяется погрешностью формы центрового отверстия. При этом точки контакта на центровом отверстии постоянны и за один оборот детали они перемещаются по конусной поверхности центра станка, оставляя в местах контакта на центре кольцевой след (рис. 2, *а*). Перемещение точек контакта по поверхности конуса центра происходит по траектории, отличной от окружности, поскольку ось вращения детали не совпадает с осью конусной поверхности центра станка, а сам центр дополнительно перемещается в осевом направлении (задний центр), внося еще большее отличие траектории точек от окружности.

Во втором случае точки контакта изменяют свое положение на центровом отверстии при угловом повороте детали. Их перемещение по конусной поверхности центра станка происходит не по окружности, как в первом случае, а по линии, т. е. точки контакта перемещаются вдоль оси центра по образующей поверхности в плоскости несоосности центров станка (рис. 2, *б*). След точек контакта на центре станка лежит в плоскости перекоса центров, его длина *l* определяется осевым перемещением детали за каждый оборот.

Виды контактирования по постоянным и переменным точкам (рис. 3) зависят от соотношения

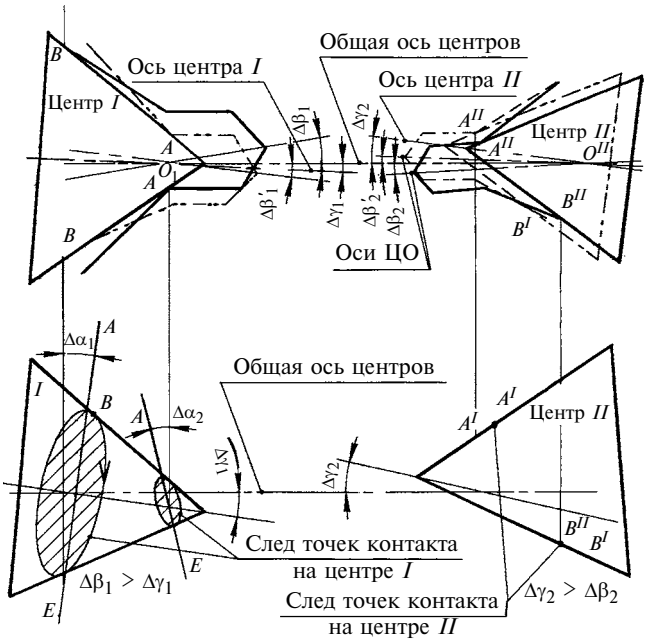


Рис. 3. Виды контактирования конусных поверхностей центра и центрового отверстия по постоянным и переменным точкам

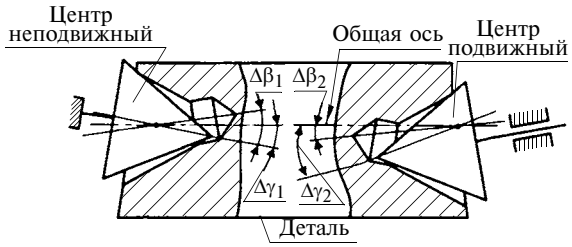


Рис. 4. Центры станка с перекосом и отклонением от соосности

углов $\Delta\gamma$ (перекос центров станка относительно общей оси центров) и $\Delta\beta$ (перекос центровых отверстий детали относительно общей оси). На рис. 4 показаны центры станка с перекосом и отклонением от соосности. В центрах станка установлена деталь, оси центровых отверстий которой также несоосны. Углы перекоса центров станка и центровых отверстий отсчитываются относительно общей оси $O_{\mathrm{I}}O_{\mathrm{II}}$ центров (см. рис. 3). Первому положению детали на центрах соответствуют углы $\Delta\gamma_1$, $\Delta\gamma_2$ перекоса центров станка и углы $\Delta\beta_1$, $\Delta\beta_2$ перекоса центровых отверстий.

При повороте детали в центрах на угол 2π углы $\Delta\beta_1'$ и $\Delta\beta_2'$ перекоса осей центровых отверстий равны соответственно углам $\Delta\beta_2$ и $\Delta\beta_1$. Соотношение углов $\Delta\gamma_1$, $\Delta\beta_1$ и $\Delta\gamma_2$, $\Delta\beta_2$ на рис. 3 выбрано таким образом, чтобы на левом (неподвижном) центре показать контакт по постоянным точкам, а на правом — по переменным. Вид контакта определяет соотношение углов $\Delta\gamma$ и $\Delta\beta$. Постоянные точки контакта имеют место в том случае, если угол $\Delta\gamma$ перекоса центров станка относительно общей оси центров меньше угла $\Delta\beta$ перекоса центровых отверстий детали. Контакт по переменным точкам происходит, если угол $\Delta\gamma$ перекоса центров больше угла $\Delta\beta$ перекоса центровых отверстий.

Именно вид контакта центра с центровым отверстием определяет характер прецессии оси детали. Контакт по переменным точкам вызывает прецессию оси вращения детали в одной плоскости, что приводит к погрешности формы в поперечном сечении. Величина погрешности зависит от углового расположения плоскости прецессии оси детали и погрешности формы центровых отверстий, поскольку при контакте по переменным точкам форма центровых отверстий полностью переносится на наружную поверхность обрабатываемой детали.

Контакт по постоянным точкам на центровом отверстии вызывает круговую прецессию оси вращения детали. Так как цилиндрическая поверхность образуется и в результате кругового движения, то данная прецессия оси практически не искажает поперечную форму обрабатываемой поверхности, и погрешность формы центрового отверстия почти не оказывает влияния на форму обрабатываемой поверхности. Следовательно, для повышения точности формы цилиндрических поверхностей деталей, обрабатываемых в центрах, предпочтителен

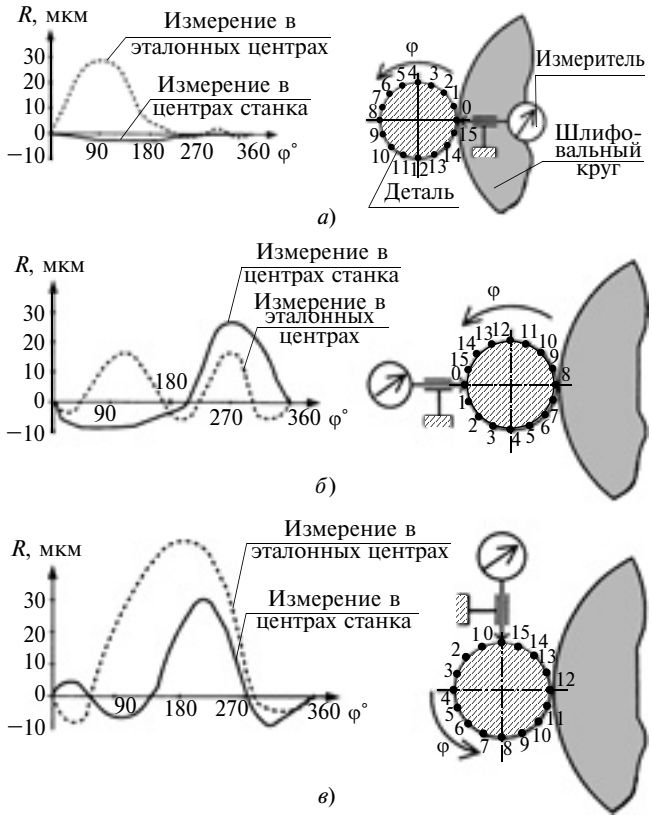


Рис. 5. Зависимости изменения радиуса *R* детали при обработке в центрах станка и различных измерениях:
а — со стороны шлифовального круга; *б* — в горизонтальной плоскости; *в* — в вертикальной плоскости

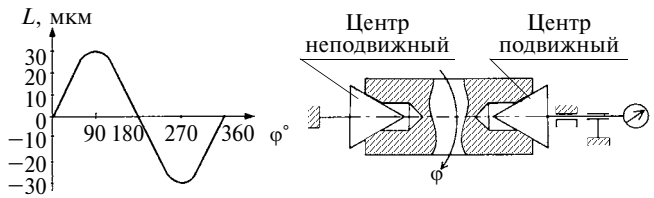


Рис. 6. Осевое смещение пиноли с центром при вращении детали

контакт по постоянным точкам на центровом отверстии.

Для того чтобы показать прецессию детали при обработке в центрах, измеряли радиусы детали в двух плоскостях: вертикальной (измерительное устройство располагали сверху детали) и горизонтальной (устройство располагали со стороны шлифовального круга и с противоположной стороны). Деталь после обработки оставалась в центрах станка. Измерения радиуса детали в разных плоскостях показали различные результаты. Отклонение радиуса со стороны шлифовального круга (рис. 5, *а*) не превышало 5 мкм, а в вертикальной плоскости (рис. 5, *в*) и с противоположной стороны шлифовального круга (рис. 5, *б*) отклонения составили соответственно 28 и 22 мкм.

При вращении детали в центрах станка зафиксировано осевое смещение подвижного центра, которое составило $L = 63$ мкм (рис. 6). Результаты измерений показали различное биение одной обработанной поверхности в зависимости от положения линии измерения. Значительную разницу биений можно объяснить только прецессией оси вращения детали. Повторные измерения (см. рис. 5, штриховые линии) подтвердили колебания значений радиуса, которые в некоторых случаях достигали 46 мкм. Разницу показаний можно объяснить отличием перекосов центров станка и прибора.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ломов С. М., Ломова О. С.** Расчет и проектирование технологических приспособлений и контрольно-измерительных систем. Омск: Изд-во ОмГТУ, 2008. 108 с.

2. **Ломова О. С., Макаренко В. В., Ломов С. М.** Обеспечение точности размеров формы прецизионных деталей при круглом шлифовании в центрах // Технология машиностроения. 2007. № 2. С. 14—16.

3. **Исследование** влияния видов контактирования конусных поверхностей центрового отверстия и центра станка на образование отклонения формы при шлифовании. Омск: Изд-во ОмПи, 1982. С. 35—38.

УДК 621.785.5:621.981.635

А. В. ДОБРОХОТОВ, С. П. АНАНЬЕВ, А. П. ВАСИЛЬЕВ
(ОАО "НПК Уралвагонзавод", г. Нижний Тагил), e-mail: web@uvz.ru

Влияние технологии упрочнения на стойкость накатных роликов

Приведены результаты испытаний накатных роликов из стали Р6М5 с износостойким тонкопленочным покрытием, полученным плазменной и химико-термической обработкой.

Ключевые слова: ролики, покрытие, плазменная обработка, карбонитрация, торсион, упрочнение.

The test results of rolling rolls of steel P6M5 with wear-resistant thin film coatings, produced by plasma and chemical-thermal treatment, are presented.

Keywords: rollers, coating, plasma treatment, carbonitration, torsion, hardening.

Одним из методов повышения работоспособности деталей машин является поверхностное пластическое деформирование (ППД) [1], которое обеспечивает уплотнение поверхностного слоя. При этом повышается твердость и улучшается показатель шероховатости обрабатываемой поверхности, создаются поверхностные напряжения сжатия, повышается предел выносливости детали.

Как правило, ППД осуществляется накатными роликами, стойкость которых во многом зависит от твердости обрабатываемых поверхностей, с увеличением которой срок службы роликов уменьшается. Повышение долговечности роликов, используемых для накатки высокопрочных сталей, сегодня является актуальной задачей.

Торсионные валы из легированной конструкционной стали подвергают циклической термической обработке, обеспечивающей твердость $HRC \geqslant 50$. Их шлицевые концы дополнительно обрабатывают накатными роликами. Быстрое изнашивание накатных роликов связано не только с высокой твердостью обрабатываемых деталей, но и с тем, что заход роликов на шлицы сопровождается динамической нагрузкой, т. е. ударом.

Для повышения прочности торсионных валов корректировали температуру отпуска после их закалки, в результате стойкость накатных роликов снизилась на порядок. Это стало основанием для поиска специальных технологий упрочнения.

Выбор технологии упрочнения

Базовые ролики изготовляли из быстрорежущей стали Р6М5 со стандартной термической обработкой, обеспечивающей твер-

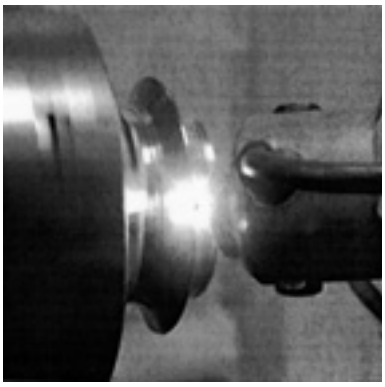


Рис. 1

дость 60...62 *HRC*. Первый способ повышения стойкости роликов заключался в применении других марок быстрорежущих сталей и поиске режима термообработки для получения более высокой твердости. Однако это не дало ощутимых результатов. Поэтому дальнейшие исследования были связаны с нанесением на поверхность роликов износостойких покрытий.

В 80-х годах XX в. ленинградскими учеными была разработана технология осаждения паров кремнийорганической жидкости на воздухе с помощью плазменной дуги косвенного действия [2], в результате чего на поверхности формируется тонкопленочное (1÷3 мкм) покрытие, которое повышает твердость тем больше, чем выше твердость основы, на которую оно наносится:

Микротвердость основы, МПа . . .	432	481	512	701	855
Микротвердость покрытия, МПа. . .	432	505	565	892	1066

Испытания инструментов из быстрорежущих марок сталей показали, что после упрочнения плазменными тонкопленочными покрытиями их стойкость возрастает в 3÷7 раз [3]. Это стало убедительным доводом для опробования плазменных тонкопленочных покрытий на накатных роликах. Нанесение покрытий на ролики (рис. 1) осуществляется на установке финишного плазменного упрочнения (ФПУ), разработанной на НПФ "Плазмацентр" (г. Санкт-Петербург).

Карбонитрация, как и технология нанесения плазменных кремнийорганических покрытий на воздухе, была разработана в Советском Союзе в 70-х годах [4] и в настоящее время за границей известна как "тенифер-процесс" [5]. Карбонитрация, несмотря на схожесть с более известными технологиями (цианирование, азотирование и нитроцементация), имеет ряд достоинств. Низкая температура (570 °С) при данной обработке и формирование слоя твердого карбонитрида железа, снижающего коэффициент трения и повышающего коррозионно- и износостойкость стали, обусловили использование данного способа для накатных роликов. Карбонитрирование накатных роликов осуществлялось в ООО "Композит" (г. Нижний Тагил).

В 50-х годах прошлого века советскими учеными был открыт эффект "безызносности" или явление "избирательного массопереноса" [6], которое заключалось в том, что на трущиеся поверхности из смазочного материала осаждаются вещества, защищающие их от интенсивного изнашивания. В настоящее время имеется широкий выбор смазочных материалов с добавками, инициирующими процессы избирательного массопереноса с эффектом "безызносности". Для исследований выбрали смазочный материал фирмы "Вагнер".

Эксперименты и результаты

Сначала испытывали ролики, прошедшие длительную карбонитрацию, в ходе эксперимента очень быстро произошел скол рабочей кромки (рис. 2, таблица). Поэтому при следующих испытаниях продолжительность карбонитрации сократили. При этом для плавного вхождения роликов в шлицы на ≈25 % уменьшили скорость накатки, а для лучшего их скольжения при накатке на поверхность шлицов нанесли смазочный материал фирмы "Вагнер" с микрокерамической добавкой. В результате стойкость роликов повысилась до требуемого уровня.

Для того чтобы выяснить роль смазочного материала в достигнутом эффекте последующие испытания карбонитрированных роликов проводили без нее. Результат оказался тот же. Таким образом было установлено, что карбонит-

Рис. 2

Результаты упрочняющих обработок накатных роликов

Упрочняющая обработка	Относительная стойкость, %	Состояние роликов после испытаний
Термообработка	10	Снятие кромки
Термообработка с последующим осаждением кремнийорганического покрытия	80	Волнистость кромок
Термообработка с последующим длительным карбонитрированием	10	Скол кромки
Термообработка с последующим кратковременным карбонитрированием	100	Небольшое смятие с мелким выкрашиванием
Термообработка с последующим кратковременным карбонитрированием и применением смазочного материала	100	Небольшое смятие с мелким выкрашиванием

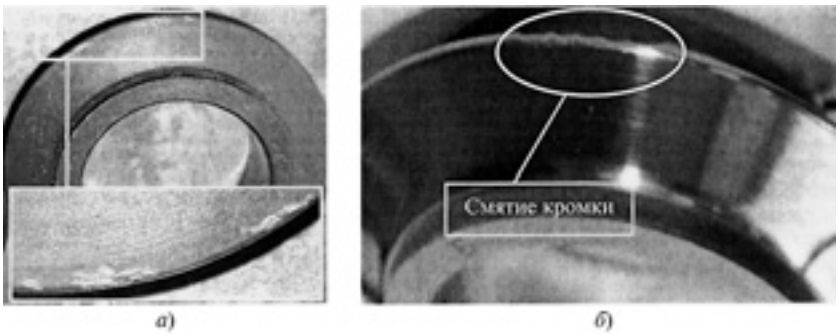


Рис. 3

рация обеспечивает повышение стойкости накатных роликов.

На роликах с тонкопленочным плазменным покрытием уже в начале испытаний было обнаружено смятие кромки с образованием небольшой волнистости (рис. 3, *а* и *б*), однако это не отразилось на качестве накатки. Исследование роликов после наработки в 80 % от требуемой показало, что полученные дефекты можно определить только органолептическим методом, визуально их обнаружить нельзя. На качество накатки дефекты не влияли.

Таким образом установлено, что стойкость накатных роликов существенно зависит от исходной твердости обрабатываемой стали. Даже небольшое снижение температуры низкого отпуска и в результате этого незначительное увеличение твердости торсионов на порядок снизили стойкость накатных роликов из быстрорежущей стали.

Применение иных марок и видов термообработки быстрорежущей стали при изготовлении накатных роликов не дало повышения стойкости до требуемого уровня. Достичь желаемого результата позволила дополнительная карбонитрация роликов, изготовленных из быстрорежущей стали и термически обработанных по стандартной технологии.

Одновременное применение карбонитрации и триботехнического смазочного материала не повышает стойкость роликов по сравнению с применением только карбонитрации. Использование плазменного тонкопленочного покрытия для повышения стойкости накатных роликов равноценно карбонитрации.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Папшев Д. Д.** Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1975. 152 с.

2. **Тополянский Г. Л., Соснин Н. А.** Нанесение износостойких покрытий с использованием установки для плазменной сварки УПС-301 // Сварочное производство. 1989. № 5. С. 30—31.

3. **Коротков В. А., Бердников А. А., Толстов И. А.** Восстановление и упрочнение деталей и инструмента плазменными технологиями. Челябинск: Металл, 1993. 144 с.

4. **Соснин Н. А., Ермаков С. А., Тополянский П. А.** Плазменные технологии. Руководство для инженеров. СПб.: Изд-во Политехнического ун-та, 2008. 406 с.

5. **Гаркунов Д. Н., Мельников Э. Л., Гаврилюк В. С.** Триботехника. М.: МГТУ им. Баумана, 2008. 308 с.

6. **Химико-термическая** обработка металлов и сплавов: Справочник / Под ред. Л. С. Ляховича. М.: Металлургия, 1981. 337 с.

УДК 669.14:621.785.52

И. Н. РОСЛЯКОВ, канд. техн. наук (Курский ИГМС),
Л. И. РОСЛЯКОВА, канд. физ.-мат. наук (Курский ГТУ),
Д. В. КОЛМЫКОВ, канд. техн. наук (Курская СХА),
e-mail: svesla@Kursknet.ru

Термодинамические особенности влияния кислорода на активность углеродно-карбонатных покрытий при цементации

Приведены термодинамические расчеты, показывающие активизирующую роль кислорода в пастообразных сажевых карбюризаторах при науглероживании стальных деталей.

Ключевые слова: термоциклирование, нитроцементация, карбюризатор, диффузионный слой.

The thermodynamic calculations are presented, showing the catalytic role of oxygen in the paste-like soot carbonizers at carborization of steel details.

Keywords: thermal cycling, carbonitriding, carburizer, diffusion layer.

Цементация — наиболее распространенная химико-термическая обработка стальных изделий. Основным источником углерода в большинстве твердых и газовых карбюризаторов является окись углерода, науглероживающие действия которой обеспечиваются в результате ее распада на поверхности стали с выделением атомарного углерода, усваивающегося обрабатываемой поверхностью:

$$2CO \rightarrow CO_2 + C\downarrow_{Fe}. \qquad (1)$$

При этом скорость науглероживания определяется скоростью доставки активной окиси углерода к науглероживаемой поверх-

ности, т. е. интенсивностью циркуляции атмосферы в печном пространстве. На науглероживание стали, т. е. на прохождение реакции (1), расходуется менее 1 % окиси углерода, входящей в состав науглероживающей атмосферы. Основная часть CO сгорает на выходе из печи, а оставшаяся часть выходит несгоревшей, что обусловливает неэкономичность и неэкологичность процесса.

Исследованиями [1] установлено, что увеличение науглероживающей способности и экологичности карбюризатора можно обеспечить использованием углеродно-карбонатного покрытия, наносимого на цементируемую поверхность. Цементация в смеси, состоящей из газовой сажи (аморфный углерод) и углекислого бария (20 %), разведенной органической пастообразующей жидкостью (КМЦ, ПВА и др.), позволяет в 2÷2,5 раза ускорить науглероживание по сравнению с цементацией в древесно-угольном карбюризаторе и в 3÷4 раза по сравнению с газовой цементацией. При этом многократно уменьшается расход карбюризатора, так как толщина цементационного покрытия не превышает 1,5÷2 мм, что делает процесс практически экологически безопасным.

В тонком покрытии на поверхности цементуемой стали меняются механизм и кинематика реакции на границе науглероживающей среды и стали. При этом главную роль начинает играть не хемосорбция на поверхности стали молекул CO из газовой среды, а реакция образования и мгновенный распад CO на границе контактирующих поверхностей сажевой частицы и стали, тем самым исключается зависимость скорости цементации от скорости прохождения газового потока через рабочую зону печи.

Активная окись углерода в цементационном покрытии образуется в результате термической диссоциации углекислого бария [2]:

$$BaCO_3 \rightarrow BaO + CO_2 \qquad (2)$$

и последующего взаимодействия CO_2 с углеродом на поверхности раскаленных частичек сажи:

$$CO_2 + C \rightarrow 2CO. \qquad (3)$$

Однако учитывая высокую науглероживающую способность карбонатно-сажевого покрытия, можно предположить, что в покрытии образуется дополнительное количество окиси углерода, что связано с диссоциаций окиси BaO.

Окись бария диссоциирует на компоненты Ba, O_2 и O, в результате чего доставляется кислород, необходимый для образования окиси углерода при реакции с сажей:

$$O_2 + 2C = 2CO; \qquad (4)$$

$$O + C = CO. \qquad (5)$$

Данное предположение можно проверить термодинамическими расчетами, в частности расчетом равновесных парциальных давлений молекулярного и атомарного кислорода над BaO. Согласно теории термической диссоциации соединений [3] для металлов в большинстве случаев расчет ограничивается учетом лишь одноатомных паров. Для парциального давления пара бария в продуктах диссоциации BaO при таком упрощении балансовое уравнение имеет вид:

$$p_{Ba} = p_O + 2p_{O_2}, \qquad (6)$$

что означает: парциальное давление паров бария равно сумме парциальных давлений кислорода, приведенных к одноатомному газу.

В качестве стандартного состояния, согласно работе [3], принимаем давление, при котором пар бария находится в равновесии с конденсированным барием. В этом случае термодинамическая активность a_{Ba} пара бария в продуктах диссоциации BaO равна единице.

Если в результате диссоциации окисла обеспечивается давление насыщенного пара металла, т. е. обеспечивается условие

$$p_м = p_м^0, \qquad (7)$$

то, согласно работе [3], изменение свободной энергии (ΔG_T^0) в реакциях диссоциации окисла совпадает с реакцией образования окисла из металла в конденсированном состоянии, значения которых приведены в справочной литературе [4].

Условие (7) обеспечивает расчет парциального давления молекулярного кислорода по ΔG_T^0 при образовании окисла BaO из компонентов в стандартных условиях, т. е. из металла в конденсированном состоянии и молекулярного кислорода, по реакции

$$2Ba + O_2 = 2BaO. \qquad (8)$$

Рассчитать парциальное давление p_O атомарного кислорода по ΔG_T^0 для реакции

$$Ba + O_2 = BaO \qquad (9)$$

не представляется возможным, так как изменение свободной энергии для данной реакции в справочной литературе не приведено. Однако давление p_O можно рассчитать по известной реакции термической диссоциации молекулярного кислорода [3]

$$O_2 \leftrightarrow 2O \qquad (10)$$

с константой равновесия

$$K_{O_2} = p_O^2 / p_{O_2}. \qquad (11)$$

Выразив p_{O_2} через K_{O_2}, уравнение (6) можно записать:

$$p_{Ba} = (p_O + 2)/(K_{O_2} p_O^2). \qquad (12)$$

С учетом константы равновесия реакция (8) имеет вид:

$$K_{BaO} = p_{Ba}^2 p_{O_2} = = p_{Ba}^2 p_O^2 / K_{O_2}. \quad (13)$$

Тогда, выразив p_{Ba} через K_{BaO}, K_{O_2} и p_O, получим:

$$p_{Ba} = (K_{BaO} K_{O_2})^{0,5}/p_O, \quad (14)$$

следовательно, уравнение (12) примет вид:

$$(K_{BaO} K_{O_2})^{0,5} = p_O^2 + 2p_O^3. \quad (15)$$

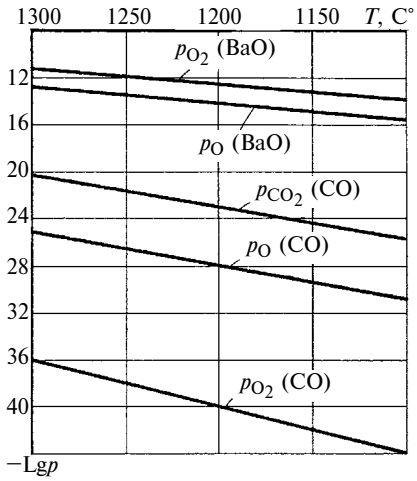
Выразив константы равновесия через ΔG_T^0, получим:

$$\mathrm{Lg}K = -\Delta G_T^0/(4{,}576T). \quad (16)$$

По уравнению (15), используя справочные значения ΔG_T^0 [4], найдем парциальное давление атомарного кислорода при температуре диссоциации BaO. Диссоциация CO в интервале температур 298÷3000 K исследована в работе [5]. Балансное уравнение $\Sigma p_C = \Sigma p_O$ с учетом всех газов в продуктах диссоциации [5] имеет вид:

$$p_C + 2p_{C_2} + 3p_{C_3} = = p_O + 2p_{O_2} + p_{CO_2}. \quad (17)$$

Чтобы сравнить восстановительную способность углерода с конденсированными окислами металлов в работе [5] в качестве стандартного состояния окиси углерода рекомендовано принять критическое давление CO, т. е. давление насыщенного пара углерода над графитом в продуктах диссоциации, а не давление p_{CO}, равное 1 атм.



Парциальные давления продуктов диссоциации BaO и CO в условиях равновесия с конденсированным Ba и C

Критическое давление окиси углерода в интервале температур 1000÷2000 K выражается уравнением [5]

$$\mathrm{Lg}p_{CO} = (9{,}27 \div 23730)/T. \quad (18)$$

Парциальные давления компонентов газовой фазы в условиях равновесия с графитом:

$$\mathrm{Lg}p_{CO_2} = (9{,}6 \div 38794)/T; \quad (19)$$

$$\mathrm{Lg}p_{O_2} = (9{,}58 \div 59454)/T; \quad (20)$$

$$\mathrm{Lg}p_O = (8{,}24 \div 42986)/T. \quad (21)$$

На рисунке приведены результаты расчета парциальных давлений продуктов диссоциации BaO и CO при температурах 1100÷1300 K, соответствующих равновесию с Ba и C. Вычисления выполнены на компьютере по уравнениям (11), (15), (16) и (18)÷(21) и справочным данным [4, 5]. Как видно из рисунка, восстановление Ba из BaO углеродом возможно во всем исследованном интервале температур, так как равновесные кривые p_O и p_{O_2} для системы C—CO расположены ниже (на 15÷25 порядков) равновесных кривых p_O и p_{O_2} для системы Ba—BaO.

Таким образом, термодинамический анализ показал, что в карбонатно-сажевой смеси на поверхности стали окислительная среда для углерода содержит наряду с двуокисью углерода также молекулярный и атмосферный кислород.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Переверзев В. М., Колмыков В. И., Росляков И. Н.** Термодинамика гомогенного зарождения цементита в аустените в процессе цементации стали // Изв. АН СССР. Металлы. 1981. № 6. С. 61—64.

2. **Гудремон Э.** Специальные стали. Т. 1. М.: Металлургия, 1966. 736 с.

3. **Куликов И. С.** Термическая диссоциация соединений. М.: Металлургия, 1969. 574 с.

4. **Эллиот Д. Ф., Глейзер М., Рамакришна В.** Термохимия сталеплавильных процессов. М.: Металлургия, 1969. 252 с.

5. **Куликов И. С.** Диссоциация окиси углерода // Изв. АН СССР. Металлы. 1975. № 2. С. 7—15.

ВНИМАНИЮ ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА "ВЕСТНИК МАШИНОСТРОЕНИЯ"

Подписка на журнал принимается по каталогам:

"Роспечать" — индекс **70120**;
"Пресса России" — индекс **27841**;
"Почта России" — индекс **60264**.

УДК 621.787.4:621.921.34:539.319

А. И. САДЫХОВ, д-р техн. наук, А. А. МУРАДОВ, канд. техн. наук (Азербайджанский ТУ, г. Баку),
e-mail: a_sadixov05@rambler.ru

Теоретическое исследование напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя азотированных втулок при алмазном выглаживании

Предложено моделирование напряженно-деформированного состояния азотированного поверхностного слоя втулок при алмазном выглаживании. Определены закономерности распределения контактных напряжений в азотированном поверхностном слое при воздействии алмазного индентора.

Ключевые слова: втулка, азотирование, напряженно-деформированное состояние, алмазное выглаживание, поверхностный слой, контактные напряжения.

Modeling of the deflected mode of the nitrated surface layer of sleeves at diamond smoothing has been proposed. The regularities of distribution of contact stresses in the nitrated surface layer under action of the diamond indenter have been determined.

Key words: sleeve, nitration, deflected mode, diamond smoothing, surface layer, contact stresses.

Одним из основных показателей алмазного выглаживания [2], определяющим производительность и качество процесса, является напряженно-деформированное состояние в зоне контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью. Однако в настоящее время данный показатель для такого упрочняющего химико-термического метода, как азотирование при алмазном выглаживании, изучен недостаточно, что снижает эффективность его внедрения при изготовлении и восстановлении ответственных деталей трибоузлов машин и оборудования.

Результаты исследований механической обработки прецизионных деталей при восстановлении и упрочнении диффузионной металлизацией представлены в работах [1, 2, 6—7].

Цель данной работы — исследование силовых взаимодействий алмазного наконечника и азотированной поверхности детали типа втулка и определение закона распределения контактных напряжений, используя данные работ [3—5]. В качестве силы выглаживания рассматривается ее нормальная составляющая P_y (погрешность не превышает 1÷1,2 %). Учитывая, что радиус r деформируемой части алмазного наконечника мал по сравнению с радиусом кривизны предварительно упрочненной поверхности, то последнюю при постановке и решении контактной задачи можно заменить упругой полосой большой толщины H или считать ее полуплоскостью [4]. Аналогично этому азотированный слой рассматривается как упругая полоса толщиной $h \ll H$. Основной материал поверхности моделируем как упругий, характеризуемый показателями (рисунок): E_2 — модуль Юнга; μ_2 — коэффициент Пуассона, азотированный слой с показателями соответственно E_1 и μ_1, при этом $E_1 > E_2$. Наружная поверхность азотированного слоя, как правило, имеет микрогеометрические отклонения, т. е. является шероховатой.

Рассмотрим контактную задачу для упругой полосы с упругим основанием в виде полуплоскости. В упругий азотированный слой с шероховатой внешней поверхностью под действием радиальной силы P внедряется алмазный наконечник. Принимаем, что полуплоскость с усиливаемым слоем находится в условиях плоской деформации или обобщенного плоского напряженного состояния. Основание наконечника характеризуется функцией $f(x)$.

Определим закон распределения контактных напряжений под алмазным наконечником с азотированным слоем.

Введем обозначение $q(x)$ и $\tau(x)$ — нормальные и тангенциальные контактные напряжения, приложенные к границе упругой полуплоскости и действующие на линии соединения усиливаемого слоя с основным металлом втулки; $P(x)$ — усилие со стороны алмазного наконечника на упругую полуплоскость, $[a_1, a_2]$ — отрезок участка контакта.

В зоне контакта $a_1 \leqslant x \leqslant a_2$, кроме нормальных усилий $P(x) = -\sigma_y(x, h)$ действует касательное напряжение $\tau_{xy}(x, h)$, связанное с контактным давлением законом Кулона: $\tau_{xy} = \rho P(x)$, где ρ — коэффициент трения пары "абразив—покрытие".

Постановка контактной задачи. Допустим, что бесконечная упругая изотропная полоса (азотированный слой) толщиной h, характеризуемая постоянными E_1, μ_1 и χ_1, в сечении занимает область S_1, ограниченную контуром L' внешней шероховатой поверхности и контуром L ($y = -h$) области S_2 упругой полуплоскости, характеризуемой постоянными E_2, μ_2 и χ_2. Считаем, что полоса адгезионно соединена (неразрывно связана) с полуплоскостью.

Рассмотрим реализацию шероховатой внешней поверхности азотированного слоя, представив внешний контур L_1' в виде $y = \delta(x)$. Контур L_1' будем считать близким к прямолинейному, допуская лишь малые отклонения от прямой $y = 0$, т. е. счи-

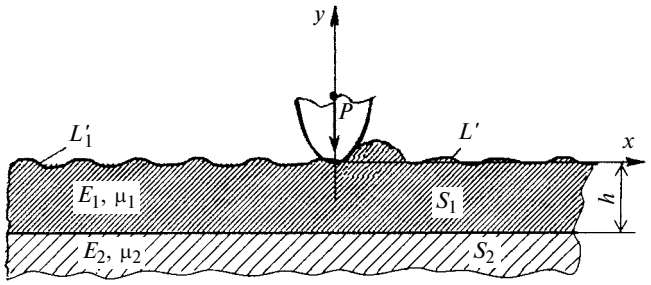


Схема фрагмента поверхностного слоя и основного материала при алмазном выглаживании

таем $\delta(x)$ и $\delta'(x) = \mathrm{d}\delta/\mathrm{d}x$ малыми величинами. Тогда краевые условия будут иметь вид:

для внеконтактной площадки:

$$\sigma_n = 0; \quad \tau_{nt} = 0 \text{ при } y = \delta(x);$$

для контактной площадки:

$$\upsilon_{1n} = f(x) + \mathrm{c}; \quad \tau_{nt} = -\rho\sigma_n \text{ при } y = \delta(x);$$

$$(\sigma_y - i\tau_{xy})_1 = (\sigma_y - i\tau_{xy})_2; \quad (u + i\upsilon)_1 = (u + i\upsilon)_2 \text{ при } y = -h.$$

Здесь принято, что на поверхности азотированного слоя на участке вдавливания алмазного наконечника имеют место силы сухого трения, а вне участка контакта поверхность слоя свободна от внешних усилий; на границе раздела сред (азотированный слой и основной металл втулки) имеет место равенство напряжений и перемещений (условия полного сцепления); i — мнимая единица.

В общем случае, если прижимающая сила приложена в произвольной точке наконечника или действует некоторая радиальная сила, происходит перемещение наконечника в направлении оси y и одновременно микроповорот. В этом случае граничное условие на контактной площадке (под наконечником) имеет вид:

$$\upsilon_{1n} = f(x) + \alpha x + c; \quad \tau_{nt} = \rho\sigma_n \text{ при } y = \delta(x).$$

Кроме того, имеется дополнительное условие:

$$P = \int_{a_1}^{a_2} p(t)\mathrm{d}t.$$

Далее требуются основные соотношения плоской задачи теории упругости. Напряженное состояние в упругом изотропном материале в случае плоской задачи определяется тремя составляющими напряжения: σ_x, σ_y, τ_{xy}, которые должны удовлетворять системе уравнений равновесия:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\sigma_x}{\partial x} + \dfrac{\delta\tau_{xy}}{\partial y} = 0; \\ \dfrac{\partial\sigma_y}{\partial y} + \dfrac{\partial\tau_{xy}}{\partial x} = 0. \end{cases}$$

Деформация упругого тела выражается через относительные удлинения ε_x и ε_y по осям x и y и через относительный сдвиг γ_{xy}, которые определяются через компоненты u и υ вектора перемещения [3, 4].

Используя закон Гука, условие совместности деформаций можно привести к виду:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}\right)(\sigma_x + \sigma_y) = 0.$$

Уравнения равновесия будут справедливы, если σ_x, σ_y и τ_{xy} выразить через функцию напряжений:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\partial^2 U}{\partial y^2}; \\ \sigma_y &= \frac{\partial^2 U}{\partial x^2}; \\ \tau_{xy} &= -\frac{\partial^2 U}{(\partial x \partial y)}. \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

Если формулы (1) подставить в условие совместности деформаций, то функция напряжений должна удовлетворять бигармоническому уравнению

$$\frac{\partial^4 U}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 U}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 U}{\partial y^4} = 0.$$

Напряженно-деформированное состояние исследуемых сред можно определить, используя метод Колосова—Мусхелишвили через комплексные потенциалы $\Phi(z)$ и $\Psi(z)$:

$$\begin{cases} \sigma_x + \sigma_y = 2[\Phi(z) + \overline{\Phi(z)}]; \\ \sigma_y - i\tau_{xy} = \Phi(z) + \overline{\Phi(z)} + \overline{z\Phi'(z)} + \overline{\Psi(z)}; \\ 2G\left(\dfrac{\partial u}{\partial x} + i\dfrac{\partial \upsilon}{\partial x}\right) = \chi\Phi(z) - \overline{\Phi(z)} - \overline{z\Phi'(z)} - \overline{\Psi(z)}, \end{cases} \qquad (2)$$

где $\Phi(z)$ и $\Psi(z)$ — аналитические функции в области, занятой средой; $z = x + iy$ черта над функцией — знак комплексного сопряжения; $G = E/[2(1 + \mu)]$ — модуль сдвига; $\chi = 3 - 4\mu$.

Выражения (2) можно преобразовать, используя метод Мусхелишвили, так, что напряженно-деформированное состояние будет определяться с помощью одного комплексного потенциала $\Phi(z)$:

$$\begin{cases} \sigma_x + \sigma_y = 2[\Phi(z) + \overline{\Phi(z)}]; \\ \sigma_y - i\tau_{xy} = \Phi(z) - \Phi(\bar{z}) + (z - \bar{z})\overline{\Phi'(z)}; \\ 2G\left(\dfrac{\partial u}{\partial x} + i\dfrac{\partial \upsilon}{\partial x}\right) = \chi\Phi(z) - \Phi(\bar{z}) - (z - \bar{z})\overline{\Phi'(z)}. \end{cases}$$

Для вывода основного уравнения поставленной задачи сформулируем две вспомогательные:

а) задача о равновесии упругого покрытия (полосы), нагруженной по верхней и нижней границам:

вне контакта:

$$\sigma_n = 0; \quad \tau_{nt} = 0 \text{ при } y = \delta(x);$$

на контакте:

$$\sigma_n = -P(x); \quad \tau_{nt} = -\rho P(x) \text{ при } y = \delta(x);$$

$$\sigma_y = q(x); \quad \tau_{xy} = \tau(x) \text{ при } y = h;$$

б) задача о равновесии упругой полуплоскости, на границе которой заданы внешние нагрузки:

$$y = -h;$$

$$\sigma_y = q(x);$$

$$\tau_{xy} = \tau(x).$$

Решение контактных задач с учетом зависимости деформаций микронеровностей от контактного давления в виде степенной функции обладает рядом недостатков:

1) шероховатость поверхности деформируемого тела учитывается только на участке контакта, тогда как шероховатость вне участка контакта также влияет на напряженно-деформируемое состояние тела, особенно при тонком покрытии;

2) существенны перемещения, вызванные смятием микровыступов, представляющие собой нелинейные зависимости от контактного усилия [5]:

$$\upsilon_{\text{ш}} = A[P(x)]^{\alpha}, \quad A \geqslant 0,$$

которые приводят к нелинейному интегральному уравнению относительно $P(x)$.

Так как принято, что функции $\delta(x)$ и $\delta'(x)$ — малые величины, то для внешнего контура можно записать:

$$y = \delta(x) = \varepsilon\Delta(x),$$

где ε — наибольшая высота выступа или впадины — малая величина.

Компоненты σ_x, σ_y и τ_{xy} тензора напряжений разложим в ряды по малой величине:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_x^{(0)} + \varepsilon\sigma_x^{(1)} + \ldots; \\ \sigma_y &= \sigma_y^{(0)} + \varepsilon\sigma_y^{(1)} + \ldots; \\ \tau_{xy} &= \tau_x^{(0)} + \varepsilon\tau_{xy}^{(1)} + \ldots . \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

Значения компонент тензора напряжений при $y = \delta(x)$ найдем, раскладывая в ряд выражения для напряжений в окрестности $y = 0$:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x^{(0)}\big|_{y=\delta(x)} &= \sigma_x^{(0)}\big|_{y=0} + \varepsilon\frac{\partial\sigma_x^{(0)}}{\partial y}\Big|_{y=0}\Delta(x) + \ldots; \\ \sigma_y^{(0)}\big|_{y=\delta(x)} &= \sigma_y^{(0)}\big|_{y=0} + \varepsilon\frac{\partial\sigma_y^{(0)}}{\partial y}\Big|_{y=0}\Delta(x) + \ldots; \\ \tau_y^{(0)}\big|_{y=\delta(x)} &= \tau_y^{(0)}\big|_{y=0} + \varepsilon\frac{\partial\tau_y^{(0)}}{\partial y}\Big|_{y=0}\Delta(x) + \ldots; \\ \sigma_x^{(1)}\big|_{y=\delta(x)} &= \sigma_x^{(1)}\big|_{y=0} + \varepsilon\frac{\partial\sigma_x^{(1)}}{\partial y}\Big|_{y=0}\Delta(x) + \ldots; \\ \sigma_y^{(1)}\big|_{y=\delta(x)} &= \sigma_y^{(1)}\big|_{y=0} + \varepsilon\frac{\partial\sigma_y^{(1)}}{\partial y}\Big|_{y=0}\Delta(x) + \ldots; \\ \tau_{xy}^{(1)}\big|_{y=\delta(x)} &= \tau_y^{(1)}\big|_{y=0} + \varepsilon\frac{\partial\tau_{xy}^{(1)}}{\partial y}\Big|_{y=0}\Delta(x) + \ldots . \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

Граничные условия на верхней грани азотированного слоя:

вне контакта:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_n &= \sigma_y\cos^2\theta + \sigma_x\sin^2\theta - 2\tau_{xy}\sin\theta\cos\theta = 0; \\ \tau_{nt} &= (\sigma_y - \sigma_x)\sin\theta\cos\theta + \tau_{xy}(\cos^2\theta - \sin^2\theta) = 0; \end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

на контакте:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_n &= \sigma_y\cos^2\theta + \sigma_x\sin^2\theta - 2\tau_{xy}\sin\theta\cos\theta = -P(x); \\ \tau_{nt} &= (\sigma_y - \sigma_x)\sin\theta\cos\theta + \tau_{xy}(\cos^2\theta - \sin^2\theta) = \\ &= -\rho P(x), \end{aligned}\right\} \qquad (6)$$

где θ — угол, отсчитываемый против часовой стрелки от оси y к внешней нормали n поверхности азотированного слоя.

Из рисунка видно, что $\theta = \alpha$, $\alpha = \operatorname{arctg}\delta'(x)$.

Тогда $\cos\theta = \dfrac{1}{\sqrt{1 + [\delta'(x)]^2}}$; $\sin\theta = \dfrac{\delta'(x)}{\sqrt{1 + [\delta'(x)]^2}}$.

Следовательно, граничные условия (5) и (6) примут вид:

вне контакта при $y = \varepsilon\Delta(x)$:

$$\sigma_y - 2\varepsilon\tau_{xy}\frac{d\Delta}{dx} + \varepsilon^2\sigma_x\left(\frac{d\Delta}{dx}\right)^2 = 0;$$

$$\varepsilon(\sigma_y - \sigma_x)\frac{d\Delta}{dx} + \tau_{xy}\left[1 - \varepsilon\left(\frac{d\Delta}{dx}\right)^2\right] = 0;$$

на контакте при $y = \varepsilon\Delta(x)$:

$$\sigma_y - 2\varepsilon\tau_{xy}\frac{d\Delta}{dx} + \varepsilon^2\sigma_x\left(\frac{d\Delta}{dx}\right)^2 = -P(x);$$

$$\varepsilon(\sigma_y - \sigma_x)\frac{d\Delta}{dx} + \tau_{xy}\left[1 - \varepsilon\left(\frac{d\Delta}{dx}\right)^2\right] = -\rho P(x).$$

При получении граничных условий было учтено, что неизвестное пока контактное давление зависит от малой величины ε и ее можно разложить как

$$P(x) = P^{(0)}(x) + \varepsilon P^{(1)}(x) + \ldots . \qquad (7)$$

Используя метод малой величины, запишем граничные условия для покрытия при $y = -h$:

в нулевом приближении:

$$\sigma_y^{(0)} = q^{(0)}(x);$$
$$\tau_{xy}^{(0)} = \tau^{(0)}(x);$$

в первом приближении:

$$\sigma_y^{(1)} = q^{(1)}(x);$$
$$\tau_{xy}^{(1)} = \tau^{(1)}(x).$$

Аналогично получим граничные условия для полуплоскости:

в нулевом приближении:

$$\sigma_y^{(0)} = q^{(0)}(x);$$
$$\tau_{xy}^{(0)} = \tau^{(0)}(x);$$

в первом приближении:

$$\sigma_y^{(1)} = q^{(1)}(x);$$
$$\tau_{xy}^{(1)} = \tau^{(1)}(x).$$

При получении граничных условий при $y = -h$ для покрытия и полуплоскости было учтено, что неизвестные контактные напряжения $q(x)$ и $\tau(x)$ на линии раздела сред зависят от малой величины ε и могут быть представлены как

$$\left.\begin{aligned} q(x) &= q^{(0)}(x) + \varepsilon q^{(1)}(x) + \ldots; \\ \tau(x) &= \tau^{(0)}(x) + \varepsilon\tau^{(1)}(x) + \ldots . \end{aligned}\right\} \qquad (8)$$

Из-за малости ε в дальнейшем ограничимся в разложениях (3), (4), (7) и (8) членами до первого порядка включительно относительно ε.

На основании разложений (3) и (4) можно сделать вывод, что каждое приближение должно удовлетворять уравнениям теории упругости.

Решение вспомогательной задачи для полосы (покрытия) и упругой полуплоскости можно получить с помощью интегрального преобразования Фурье по координате x. При решении рассматриваемых задач будем использовать методы функции комплексного переменного.

Анализ теоретических исследований [5] показал, что, если упрочненный слой жестче основного материала ($G_1/G_2 > 1$), на эпюре контактного давления имеется пик, в то же время при $a/h \ll 1$ этот пик исчезает. По мере уменьшения толщины слоя пик становится острее и перемещается к концу контактной зоны.

Для прогнозирования несущей способности азотированной втулки важными расчетными показателями являются напряжения σ_y растяжения в покрытии, и касательные напряжения τ_{xy} на поверхности раздела покрытия и основного материала.

В случае относительно жесткого слоя возникают значительные напряжения растяжения. Максимальное напряжение σ_y развивается в центре контактной области. При изменении $r = G_1/G_2$ от 2 до 50 σ_y при $h/a = 1$ на поверхности раздела возрастает в 40 раз. С увеличением h/a напряжение σ_y для всех исследуемых значений r асимптотически уменьшается. Такую же закономерность имеют и касательные напряжения на границе раздела сред.

Для очень жестких азотированных слоев будет существовать некоторая область значений толщины азотированного слоя, для которой максимальное растягивающее напряжение в слое будет на несколько порядков больше, чем максимальное нагружение, приложенное к поверхности.

Данные исследования являются основой для дальнейших практических экспериментов, проводимых в настоящее время в НИЛ "Прогрессивная технология".

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гусейнов А. Г., Садыхов А. И.** Механическая обработка прецизионных деталей упрочненных и восстановленных диффузионным хромированием в вакууме // Вестник машиностроения. 1992. № 12. С. 35—37.
2. **Мурадов А. А.** Технологическое обеспечение износостойкости втулок скваженных насосов алмазным выглаживанием / Автореф. ... дис. канд. техн. наук. М.: 1990. 26 с.
3. **Мусхелишвили Н. И.** Некоторые основные задачи математической теории упругости. М: Наука, 1966. 707 с.
4. **Галин Л. А.** Контактные задачи теории упругости и вязкоупругости. М.: Наука, 1980. 304 с.
5. **Садыхов А. И.** Моделирование напряженно-деформированного состояния поверхностей трения. Баку: ЭЛМ, 2001. 50 с.
6. **Садыхов А. И., Гусейнов А. Г., Мусаев Я. Б.** Выбор концентрации абразивных материалов при механической обработке прецизионных деталей после диффузионной металлизации // Вестник машиностроения. 1994. № 9. С. 32—37.
7. **Садыхов А. И., Гусейнов А. Г.** Выбор шлифовального круга при механической обработке прецизионных деталей, восстановленных диффузионной металлизацией // Вестник машиностроения. 1994. № 8. С. 21—23.

Серия статей
"Проблемы теории и практики резания материалов"

УДК 629.9.01

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), Н. М. СУЛТАН-ЗАДЕ, д-р техн. наук (МГИУ), А. Ю. АЛБАГИЧИЕВ, д-р техн. наук (МГУПИ), А. И. САВКИН, e-mail: vestmash@mashin.ru

Разработка новой теории тепловых процессов резания. 6. Определение температурных полей и контактных температур при резании материалов. Часть 1*.

Проанализированы методы определения коэффициента распределения теплового потока. Исследованы тепловые процессы на поверхности контакта стружки с заготовкой.

Ключевые слова: теплофизика резания, температурные поля, контактные температуры.

The methods for determining of the heat flux distribution coefficient have been analyzed. Thermal processes on the contact interface of chip with the blank have been investigated.

Keywords: thermal physics of cutting, temperature fields, contact temperatures.

В предыдущих статьях этого цикла были сформулированы основные положения и выполнены общие предварительные математические построения, позволяющие перейти к детальному изучению тепловых процессов, происходящих при резании.

Для того чтобы определить распределение температур, возникающих в заготовке, резце и стружке, необходимо схематизировать эти тела и установить расположение источников и стоков теплоты относительно каждого из них. Соответствующая схема представлена на рис. 31, где для улучшения обзора действующих источников и стоков теплоты заготовка, резец и стружка условно раздвинуты (на данной схеме как q_1, q_2 и q_5 обозначены не только соответствующие тепловые потоки, но и их максимальные величины).

Поясним, из каких соображений в подобных схемах выбирают законы изменения тепловых потоков вдоль плоскостей контакта.

Строго говоря, эти законы следует не выбирать, а определять в ходе математического решения. Однако это неизбежно вынуждает использовать численные методы, т. е. исключает возможность получения чисто аналитических решений [1, с. 46]. Поэтому обычно эти законы принимают подобными или близкими к законам изменения контактных касательных напряжений. Из этих соображений авторами принят, например, линейный закон изменения потока q_5 на поверхности стружки (более подробно он будет обоснован далее). Но при выборе законов изменения тепловых потоков учитывают и сложность дальнейшего математического описания температурных полей каждого из тел, находящихся в контакте друг с другом. Поэтому часто на одной и той же контактной поверхности для одного тела принимают один закон изменения теплового потока, а для другого — совсем иной. Например, на контактной поверхности длиной $l_п$ для стружки принят линейный закон, но можно было бы без ущерба для возможности получения окончательного аналитического решения принять и более сложные законы (соответствующие математические выкладки будут продемонстрированы в дальнейшем). Это можно сделать потому, что по отношению к стружке тепловой источник, действующий на рассматриваемой поверхности, является

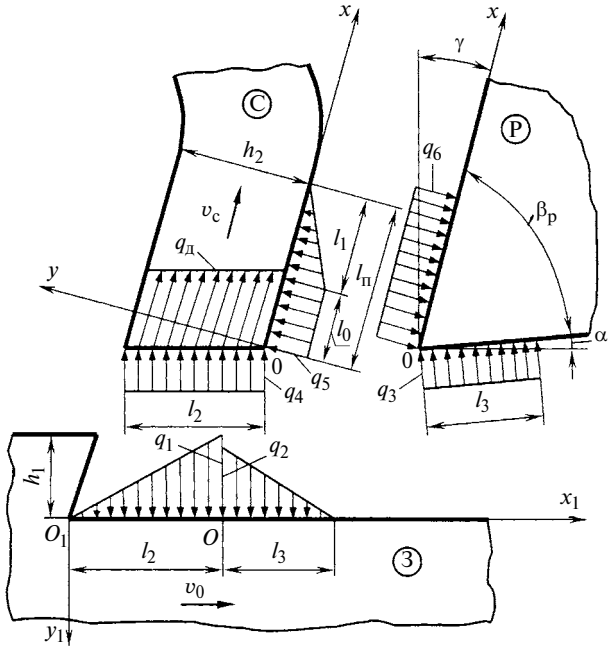


Рис. 31. Схема распределения интенсивностей тепловых потоков на условно раздвинутой стружке С, резце Р и заготовке З

* Продолжение. Начало см. "Вестник машиностроения" № 1÷12 за 2010 г. (далее В. М. 1÷В. М. 12) и № 1, 2 за 2011 г. (далее В. М. 1/11, В. М. 2/11); продолжение — № 4 за 2011 г.

быстродвижущимся и соответствует сравнительно простому математическому описанию, полученному нами в виде выражении (190) и (191) (см. В. М. 1/11, с. 67). Но по отношению к резцу тот же тепловой источник является уже неподвижным и непрерывно действующим. Для практически пригодного описания температурного поля от такого источника, даже приняв равномерное распределение его интенсивности, авторы смогли получить точное математическое решение (223) (см. В. М. 2/11, с. 77) с очень большим трудом. Но если интенсивность источника распределена неравномерно, то это решение станет некорректным, а получить новое решение будет весьма затруднительно, если это вообще возможно чисто аналитически. Поэтому тепловые потоки на резце и приняты распределенными равномерно.

Следует отметить, что обычно вместо сделанного нами откровенного объяснения причин упрощенной схематизации потоков приводят псевдообоснования. Даже столь основательный автор, как А. Н. Резников, по поводу своего выбора равномерного теплового потока на передней поверхности резца пишет [1, с. 83]: "Расчеты и моделирование показывают, однако, что степень неравномерности закона распределения теплоты q_6 в большинстве случаев невелика. Поэтому для практических расчетов можно полагать теплоту q_6 распределенной по площадке контакта равномерно". Но при этом на той же площадке со стороны стружки А. Н. Резников принимает крайне неравномерное распределение теплоты. А свой выбор равномерного теплового потока q_3 на задней поверхности резца он обосновывает так [1, с. 83]: "Последний из-за малой контактной площадки l_3 целесообразно по аналогии с потоком q_6 полагать распределенным равномерно". При этом тепловой поток q_2 в заготовку уже берется распределенным весьма неравномерно, как будто та же самая контактная площадка l_3 уже перестала быть малой.

Итак, в процессе резания заготовка, резец и стружка соприкасаются друг с другом, и на площадках их контакта возникает теплота в результате трения (в парах "резец—стружка" и "резец—заготовка") или разрыва касательных скоростей (контакт "стружка—заготовка" по плоскости сдвига). Но при наличии источника теплоты на поверхности контакта двух тел температурные поля могут быть определены только тогда, когда известно распределение возникающего теплового потока между контактирующими телами.

Укажем, что необходимость расчета баланса теплоты между телами, находящимися в контакте, возникает при анализе не только процесса резания, но и других процессов, в частности трения движущихся тел друг о друга. Важность соответствующего теоретического исследования обусловлена тем, что знание контактных температур при трении скольжения и выявление возможностей управления тепловым режимом зоны трения позволяют решать практические задачи по повышению износостойкости путем оптимального подбора трущихся пар по теплофизическим свойствам.

С учетом важности решения задачи о распределении теплоты между контактирующими телами дадим детальные предварительные пояснения.

Пусть два тела, например резец и стружка (см. рис. 31), контактируют друг с другом. В общем случае распределение контактного теплового потока (в нашем случае характеризуемое его интенсивностью) для каждого из тел может быть различным. Например, поток q_5 в стружку изменяется по линейному закону, а поток q_6 в резец распределен равномерно. Для решения задачи о распределении теплоты сначала неравномерный поток также заменяется равномерным из условия

$$q_{5\text{ср}} = \frac{1}{l_\text{п}} \int_0^{l_\text{п}} q_5(x_\text{и})\mathrm{d}x_\text{и}. \qquad (230)$$

Очевидно, что для общего теплового потока q, выделившегося на контактной поверхности, имеет место равенство

$$q = q_{5\text{ср}} + q_6. \qquad (231)$$

Далее вводят коэффициент k_t распределения теплового потока и представляют составляющие в виде

$$q_{5\text{ср}} = k_t q; \;\; q_6 = (1 - k_t)q. \qquad (232)$$

После этого остается лишь один вопрос: как определить коэффициент распределения k_t? При глубоком размышлении ответ на этот вопрос оказывается весьма сложным и обусловливает наличие двух различных подходов.

Наиболее простой подход предполагает принятие допущения, т. е. простое постулирование значения этого коэффициента с некоторым обоснованием или вовсе без обоснования. Например, М. П. Левицкий [2, с. 258] принимает $k_t = 1$, обосновывая это тем, что при больших скоростях резания вся теплота остается в стружке, а резец можно считать нетеплопроводным (В. Д. Кузнецов считает это неправильным). В. А. Кудинов без обоснования принимает $k_t = 0{,}5$ [3, с. 210], С. С. Силин также без каких-либо обоснований принимает [4, с. 108] на острие резца равные величины тепловых потоков в стружку, резец и заготовку. Тут следует заметить, что чисто психологически деление поровну обычно вопросов не вызывает, хотя с научной точки зрения оно не более обоснованно, чем принятие, скажем, $k_t = 0{,}7$. Однако при неравномерном делении сразу же возникает вопрос, почему одному выделили 0,7, а другому — только 0,3.

Более обоснованный подход предполагает применение выведенной теоретической формулы.

При этом часто используется так называемая формула Ф. Шаррона [5, с. 191], согласно которой тепловой поток делится между контактирующими телами в пропорции

$$\frac{q_{5\text{ср}}}{q_6} = \frac{\sqrt{\lambda c \rho}}{\sqrt{\lambda_\text{р} c_\text{р} \rho_\text{р}}} \qquad (233)$$

(здесь и далее обозначения физических характеристик обрабатываемого материала даны без индексов, а физических характеристик материала резца — с индексом "р").

Подставив в соотношение (233) равенства (232), получим коэффициент Шаррона:

$$k_t = \sqrt{\lambda c \rho} / (\sqrt{\lambda c \rho} + \sqrt{\lambda_\text{р} c_\text{р} \rho_\text{р}}). \qquad (234)$$

Распространено мнение, что формула Шаррона получена в результате строгого математического вывода, т. е. является незыблемой классической формулой теории теплопроводности. Применительно к резанию ее используют, например, А. И. Белоусов [4] и В. А. Комаров [6]. В связи с этим докажем, что формула Шаррона получена с помощью достаточно грубых допущений и на самом деле не является строго обоснованной. Помимо этого покажем и крупные недостатки данной формулы.

При выводе формулы Шаррона сначала рассматривается распределение теплового потока между двумя телами большой высоты (применительно к пластинам говорилось о достаточно большой толщине [5, с. 191]), соприкасающимися по плоскому неподвижному контакту (рис. 32, *а*). Используются допущения: 1) тепловой поток распределен по плоскости контакта равномерно; 2) распространение теплоты в каждом из тел описывается аналогичными законами; 3) в каждом из тел распространение теплоты считается одномерным, т. е. происходит только вдоль оси *y* [5, с. 193].

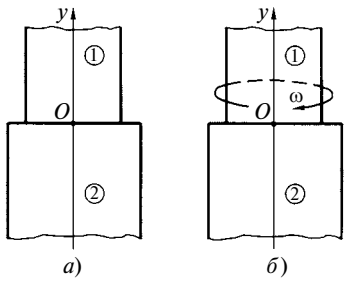


Рис. 32. Контакт двух тел неограниченной высоты:
а — неподвижный; *б* — при соосном вращении одного тела относительно другого

Температурное поле для плоского источника, удовлетворяющее допущениям 1 и 3, было получено ранее и определяется выражением (185) (см. В. М. 1/11, с. 66). Далее для вывода формулы Шаррона используется ГУ4, т. е. равенство в любой момент времени температур двух тел на поверхности контакта — при $y_\text{и} = y = 0$. С учетом этого и допущения 2 для поверхности контакта в соответствии с формулой (185) можно записать:

$$\frac{Q_1 \sqrt{a_1}}{2\lambda_1 \sqrt{\pi t}} = \frac{Q_2 \sqrt{a_2}}{2\lambda_2 \sqrt{\pi t}}, \qquad (235)$$

откуда с учетом соотношения (20) (В. М. 5, с. 60) получается формула Шаррона:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{\sqrt{a_2}\lambda_1}{\sqrt{a_1}\lambda_2} = \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}}. \qquad (236)$$

В проведенном анализе не раскрывалась природа источника теплоты на поверхности контакта двух неподвижных тел. Поэтому для распространения формулы Шаррона на источник теплоты, обусловленной трением скольжения, необходимо внести взаимное смещение точек тел, расположенных на поверхности контакта, что и делается [5, с. 192] путем рассмотрения так называемого трения верчения (рис. 32, *б*). Очевидно, что при верчении (т. е. соосном вращении одного тела относительно другого) на поверхности контакта каждая точка одного тела хотя и совмещается в следующий момент времени с новой точкой другого тела, но эта новая точка по своему физическому состоянию ничем не отличается от предыдущей. Поэтому такой контакт, по существу, с точки зрения температурного анализа ничем не отличается от рассмотренного контакта неподвижных тел. А потому в результате снова получается формула Шаррона (236) и делается вывод, что "и в случае теплообразования при трении скольжения тепловой поток разделяется между телами пропорционально величине $\sqrt{\lambda c \rho}$" [5, с. 196].

Такой общий вывод представляет собой неправомерное распространение частного способа создания трения скольжения на любые другие способы создания такого трения. Между тем, если при трении верчения возникающий на контактной поверхности тепловой источник по отношению к любому из тел имеет одинаковый характер, то при другом способе создания трения скольжения характер источника по отношению к каждому из контактирующих тел может быть различным. Рассмотрим это подробнее на примере резания. Движение стружки относительно контактной поверхности с резцом схематично представить в виде, показанном на рис. 33.

По отношению к резцу источник И является плоским непрерывно действующим, поскольку происходит непрерывный разогрев одной и той же контактной площадки резца от трения о нее новых участков непрерывно образующейся стружки. В соответствии с этим для резца темпера-

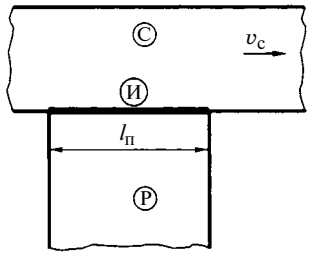


Рис. 33. Схематическое представление контакта стружки С с резцом Р

турное поле на поверхности контакта описывается полученными ранее выражениями (202) и (223) (см. В. М. 2/11, с. 75 и с. 77).

Совсем иной характер имеет тот же источник по отношению к стружке. Ясно, что на него набегают все новые образующиеся холодные участки стружки, которые еще не участвовали в процессе трения и нагреваются лишь при прохождении над источником, после чего перестают нагреваться и уносят полученную теплоту дальше. Для большей наглядности можно представить, что в относительном движении стружка является неподвижной, а резец движется относительно нее влево со скоростью v_c, захватывая все новые и новые участки, отличающиеся от уже нагретых предыдущих. Очевидно, что относительно стружки рассматриваемый источник является быстродвижущимся, в связи с чем температурное поле в стружке определяется выражениями (190) и (191) (см. В. М. 1/11, с. 67), которые принципиально отличаются от выражений (202) и (223), относящихся к резцу. Ясно, что при этом нарушается допущение 2 и никакая формула Шаррона получиться не может.

Дополнительно покажем, что даже в случае неподвижного контакта формула Шаррона вовсе не является однозначной. Рассмотрим, например, контакт цилиндра по образующей с полубесконечным телом (рис. 34). В этом случае для описания температурных полей следует использовать формулу (181) (см. В. М. 1/11, с. 66) для линейного источника, с учетом которой для поверхности контакта будем иметь:

$$Q_1/(4\pi\lambda_1 t) = Q_2/(4\pi\lambda_2 t), \quad (237)$$

откуда

$$Q_1/Q_2 = \lambda_1/\lambda_2 \quad (238)$$

Видно, что полученное выражение существенно отличается от формулы Шаррона (236).

Если представить, что на рис. 34 показан не цилиндр, а сфера, то

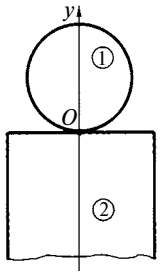


Рис. 34. Контакт цилиндра по образующей с телом неограниченной высоты

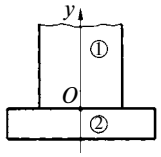


Рис. 35. Контакт тонкой пластины со стержнем неограниченной высоты

ясно, что будет иметь место точечный контакт. К точечному контакту сводится и рассмотрение задачи контакта двух тел (см. рис. 32, *а*) с учетом микронеровностей реальных поверхностей (при этом говорят, что рассматривается не номинальный контакт, т. е. контакт по идеальной геометрической площади, а фактический [5, с, 192, 193]. В этом случае для описания температурных полей следует использовать формулу (154) (см. В. М. 12, с. 72) для точечного источника, с учетом которой для поверхности контакта будем иметь:

$$\frac{Q_1}{\lambda_1\sqrt{a_1}(\sqrt{4\pi t})^3} = \frac{Q_2}{\lambda_2\sqrt{a_2}(\sqrt{4\pi t})^3}, \quad (239)$$

откуда

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{\lambda_1\sqrt{a_1}}{\lambda_2\sqrt{a_2}} = \frac{\lambda_1\sqrt{\lambda_1 c_2\rho_2}}{\lambda_2\sqrt{\lambda_2 c_1\rho_1}}. \quad (240)$$

Видно, что полученное выражение еще более отличается от формулы Шаррона (236).

Если имеет место контакт полубесконечного стержня с тонкой пластиной (рис. 35), то для описания температурных полей в каждом из этих тел нельзя применять одинаковые формулы, т. е. будет нарушено допущение 2 и формула Шаррона также не получится.

Кроме того, применительно к резанию формула Шаррона имеет еще и следующие крупные недостатки.

Во-первых, из формулы Шаррона (233) следует, что скорость v_c перемещения стружки относительно резца (см. рис. 33), т. е. скорость смещения одного контактирующего тела относительно другого, не оказывает никакого влияния на распределение контактного теплового потока. Это резко противоречит результатам многочисленных известных экспериментов, показывающим сильное влияния скорости на распределение теплоты между резцом и стружкой или между стружкой и заготовкой [1, 4, 7— 12].

Во-вторых, из формулы Шаррона (233) следует, что размеры поверхности контакта (например длина $l_п$, см. рис. 33) и геометрическая форма контактирующих тел (в частности резца) тоже никак не влияют на распределение теплового потока. Это также сильно противоречит результатам многочисленных экспериментов [1, 4, 7—11].

В-третьих, согласно коэффициенту Шаррона (234) получается, что при резании сталей теплота распределяется между стружкой и резцом приблизительно поровну (табл. 5, физические характеристики материалов взяты из книги [11, с. 280, табл. 1]. Между тем многочисленные извест-

Таблица 5

Значения коэффициента Шаррона при резании стали 30Х [λ = 35,2 Вт/(м · °С), cρ = 4890 кДж/(м³ · °С)]

Материал резца	$\lambda_р$, Вт/(м · °С)	$c_р\rho_р$, кДж/(м³ · °С)	k_t
Р18	27,2	4770	0,53
ВК8	54,4	2210	0,54
Т14К8	33,9	3080	0,56
Т15К6	27,2	2720	0,60
Эльбор	41,9	2300	0,57

ные эксперименты показывают, что при таком резании в резец поступает только 3÷5 % теплоты [1, с. 106; 7, с. 152], что намного меньше 40÷50 %.

В-четвертых, по формуле Шаррона получается, что при контакте тел из одинакового материала, например стружки с заготовкой, из которой она образуется, тепловой поток всегда делится поровну. Однако эксперименты этого не подтверждают [1, с. 106; 7, с. 152]: в заготовку обычно уходит значительно меньшая доля теплоты, чем в стружку, причем распределение теплоты и в этом случае значительно зависит от скорости и геометрических параметров.

Поэтому далее мы будем с достаточной строгостью и с учетом всех значимых параметров резания выводить собственные формулы коэффициентов температурного распределения между резцом и стружкой, стружкой и заготовкой, резцом и заготовкой.

Сначала исследуем тепловые процессы на поверхности контакта стружки с заготовкой (участок l_2 на рис. 31). Строго говоря, здесь следует распределить между стружкой и заготовкой два тепловых потока: тепловой поток $q_д$, возникающий в результате пластической деформации, и тепловой поток $q_{с,з}$, обусловленный касательными напряжениями на поверхности разрыва скоростей между стружкой и заготовкой (общие тепловые потоки, возникающие на поверхности контакта, будем индексировать буквами, соответствующими названиям контактирующих тел: $q_{с,з}$ — тепловой поток, возникающий на границе l_2 между стружкой и заготовкой; $q_{р,с}$ — на границе l_3 между резцом и стружкой; $q_{р,з}$ — на границе $l_п$ между резцом и заготовкой).

Укажем, что во всех без исключения предыдущих исследованиях теплофизики резания тепловой поток $q_д$, возникающий в результате пластической деформации, рассматривался распределенным по условной плоскости сдвига. В отличие от этого в нашей постановке указанный тепловой поток возникает не в плоскости, а в объеме, что вносит в исследование некоторую специфику. Поэтому рассмотрим учет этого потока немного позже, а сейчас распределим между стружкой и заготовкой только тепловой поток $q_{с,з}$, интенсивности которого с учетом линейного нарастания разрыва скоростей между стружкой и заготовкой (пояснения см. в работе [13, с. 64] следует определять по формуле

$$q_{с,з} = 0{,}5\tau_s v_0 = 0{,}25\beta\sigma_{st} v_0 = \\ = 0{,}3\sigma_{st} v_0. \qquad (241)$$

Отметим, что в предшествующих исследованиях в связи с иной общей схематизацией тепловой поток $q_{с,з}$ вообще отсутствовал, но близким к нему аналогом является традиционный тепловой поток, возникающий при деформации по условной плоскости сдвига.

Тепловой источник $q_1(x_и)$ (начало координаты $x_и$ совмещено с началом O_1 координаты x_1, определяющей положение точек заготовки) принят изменяющимся по линейному закону:

$$q_1(x_и) = q_1(x_и/l_2) \qquad (242)$$

Так как этот источник переменный, то сначала для распределения потоков используем среднюю величину его интенсивности

$$q_{1ср} = 0{,}5q_1. \qquad (243)$$

По аналогии с выражениями (232) можно записать:

$$q_4 = k_{tс,з} q_{с,з}; \qquad (244)$$

$$q_{1ср} = (1 - k_{tс,з}) q_{с,з}. \qquad (245)$$

С учетом равенства (243) выражение (245) можно переписать в виде

$$q_1 = 2(1 - k_{tс,з}) q_{с,з}. \qquad (246)$$

Для описания температурного поля точек заготовки, расположенных в зоне источника, т. е. имеющих координату $0 \leqslant x_1 \leqslant l_2$, следует использовать формулу (190) (см. В. М. 1/11, с. 67), правую часть которой нужно удвоить с учетом того, что рассматриваемый источник движется по адиабатической поверхности заготовки. В результате с учетом выражения (242), а также того, что мы определяем температуру на поверхности, т. е. при $y_1 = 0$, получим:

$$T_{з,с} = \frac{q_1\sqrt{a}}{\lambda l_2\sqrt{\pi v_0}} \int_0^{x_1} \frac{x_и \mathrm{d}x_и}{\sqrt{x_1 - x_и}}, \qquad (247)$$

где $T_{з,с}$ — температура заготовки на поверхности контакта со стружкой.

Интегрируя данное выражение, находим:

$$T_{з.с} = \frac{2q_1\sqrt{a}}{\lambda l_2\sqrt{\pi v_0}} \left[\frac{1}{3}(x_1 - x_и)^{\frac{3}{2}} - \right. \\ \left. - x_1(x_1 - x_и)^{\frac{1}{2}} \right]\Bigg|_0^{x_1} = \\ = \frac{4q_1\sqrt{al_2}}{3\lambda\sqrt{\pi v_0}} \left(\frac{x}{l_2}\right)^{\frac{3}{2}}. \qquad (248)$$

Определяем среднюю температуру на поверхности заготовки в зоне контакта со стружкой:

$$T_{з,с\ ср} = \frac{4q_1\sqrt{al_2}}{3\lambda\sqrt{\pi v_0}} \frac{1}{l_2} \int_0^{l_2} \left(\frac{x_1}{l_2}\right)^{\frac{3}{2}} \mathrm{d}x_1 = \\ = \frac{4q_1\sqrt{al_2}}{3\lambda\sqrt{\pi v_0}} \frac{2}{5} \left(\frac{x_1}{l_2}\right)^{\frac{5}{2}}\Bigg|_0^{l_2} = \\ = \frac{8q_1\sqrt{al_2}}{15\lambda\sqrt{\pi v_0}}. \qquad (249)$$

Теперь рассмотрим температурное поле, возникающее в стружке от теплового источника, действующего на плоскости ее контакта с заготовкой. С учетом высокой скорости $v_с$ движения стружки (см. рис. 31) ее новые

образовавшиеся участки проходят рассматриваемый источник с большой скоростью, в связи с чем и по отношению к стружке его можно также считать быстродвижущимся. Однако этот источник существенно отличается от быстродвижущегося источника, математическое описание (190) которого мы только что использовали применительно к заготовке. Дело в том, что движение источника в заготовке происходит вдоль его плоскости, в связи с чем различные точки нагреваемого тела (например точки O, A_1 и A_2 на рис. 29, *б*, см. В. М. 1/11, с. 66) приобретают совершенно разную температуру [см. пояснения к формулам (190) и (191)]. А движение источника в стружке происходит поперек его плоскости (или с небольшим наклоном к поперечному направлению). Поэтому все точки стружки, прошедшие через источник, находятся в равных условиях и, соответственно, приобретают одинаковую температуру.

Для определения равномерной температуры $T_{\text{с,з}}$, которую приобретет стружка за счет теплоты $Q_{\text{гс}}$ (см. В. М. 2, с. 71, рис. 1 и с. 72), полученной от рассматриваемого источника, с учетом первого закона термодинамики можно написать уравнение

$$Q_{\text{гс}} = cmT_{\text{с,з}}, \qquad (250)$$

где m — масса материала стружки, прошедшего через рассматриваемый источник за произвольное время t.

Объем, в котором расположена данная масса, определяется по очевидной формуле (см. рис. 31)

$$V = l_2 b(v_{\text{с}}\cos\gamma)t, \qquad (251)$$

где b — ширина стружки, с учетом которой

$$m = \rho V = \rho l_2 b(v_{\text{с}}\cos\gamma)t. \qquad (252)$$

Теплота $Q_{\text{гс}}$, полученная за то же время t от рассматриваемого источника, определяется выражением

$$Q_{\text{гс}} = q_4 l_2 bt. \qquad (253)$$

Подставив выражения (252) и (253) в равенство (250), найдем:

$$T_{\text{с,з}} = \frac{Q_{\text{гс}}}{cm} = \frac{q_4 l_2 bt}{c\rho l_2 b(v_{\text{с}}\cos\gamma)t} = \frac{q_4}{c\rho v_{\text{с}}\cos\gamma} = \frac{q_4 k_{\text{с}}}{c\rho v_0 v\cos\gamma}. \qquad (254)$$

Теперь подставим равенство (246) в формулу (249) и равенство (244) в формулу (254), после чего используем условие равенства температур (ГУ4) $T_{\text{з,с ср}} = T_{\text{с,з}}$:

$$\frac{16(1-k_{t\,\text{с,з}})q_{\text{с,з}}\sqrt{al_2}}{15\lambda\sqrt{\pi v_0}} = \frac{k_{t\,\text{с,з}}q_{\text{с,з}}k_{\text{с}}}{c\rho v_0\cos\gamma}. \qquad (255)$$

Отсюда находим коэффициент $k_{t\text{с,з}}$, определяющий долю теплоты, поступающей в стружку на границе контакта с заготовкой:

$$k_{t\text{с,з}} = \frac{1}{1 + 1{,}66\dfrac{k_{\text{с}}}{\cos\gamma}\sqrt{\dfrac{\lambda}{c\rho l_2 v_0}}}. \qquad (256)$$

С учетом того, что

$$l_2 = h_2/\cos\gamma = k_{\text{с}}h_1/\cos\gamma, \qquad (257)$$

окончательно получаем:

$$k_{t\text{с,з}} = \frac{1}{1 + 1{,}66\sqrt{\dfrac{\lambda}{c\rho}\dfrac{k_{\text{с}}}{h_1 v_0\cos\gamma}}} = \frac{1}{1 + 1{,}66\sqrt{\dfrac{ak_{\text{с}}}{h_1 v_0\cos\gamma}}}. \qquad (258)$$

Из выражения (258) видно, что при обработке малотеплопроводных материалов (т. е. при уменьшении коэффициента a температуропроводности) доля теплоты, уходящая в стружку, увеличивается. Доля теплоты, уходящая в стружку, также увеличивается с ростом скорости резания и толщины среза, тем более, что с ростом скорости коэффициент $k_{\text{с}}$ утолщение стружки уменьшается. Все это хорошо подтверждается известными экспериментальными данными [1, 4].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Резников А. Н.** Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 288 с.
2. **Кузнецов В. Д.** Физика резания и трения металлов и кристаллов. М.: Наука, 1977. 310 с.
3. **Кудинов В. А.** Температурные задачи трения и явление наростообразования при резании и трении // Сухое и граничное трение. Фрикционные материалы. Тр. третьей всесоюз. конф. по трению и износу в машинах. Т. 2. / Под ред. И. В. Крагельского. М.: АН СССР, 1960. С. 207—216.
4. **Тепловые** явления и обрабатываемость резанием авиационных материалов / А. И. Белоусов, П. И. Бобрик и др. // Тр. МАТИ. № 64. М.: Машиностроение, 1966. 179 с.
5. **Щедров В. С.** Температура на скользящем контакте // Трение и износ в машинах. Сб. тр. ИМАШа, № 10. М.: АН СССР, 1955. С. 155—296.
6. **Комаров В. А.** Повышение эффективности технологических процессов на основе совершенствования обработки резанием. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2002. 164 с.
7. **Вульф А. М.** Резание металлов. Л.: Машиностроение, 1973. 496 с.
8. **Лоладзе Т. Н.** Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1982. 320 с.
9. **Рыжкин А. А.** Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов. Ростов-н/Д: ДГТУ, 2005. 311 с.
10. **Талантов Н. В.** Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента. М.: Машиностроение, 1992. 240 с.
11. **Резников А. Н., Резников Л. А.** Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.
12. **Карслоу Г. С., Егер Д. К.** Теплопроводность твердых тел. М.: Наука, 1964. 309 с.
13. **Воронцов А. Л., Султан-заде Н. М., Албагачиев А. Ю.** Разработка новой теории резания. 5. Определение кинематического, напряженного и деформированного состояний обрабатываемой заготовки // Вестник машиностроения. 2008. № 5. С. 61—69.

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

УДК 338.242

О. М. ВИШНЯКОВА, канд. экон. наук, Т. И. ГУСЕВА (Южно-Уральский ГУ, г. Златоуст),
e-mail: gti-2008@yandex.ru

Методическое обеспечение оценки эффективности реструктуризации предприятия в условиях неопределенности и риска

Рассматриваются процессы реструктуризации промышленных предприятий, анализируются методологические подходы к оценке её эффективности. Дается обоснование показателей и критериев экономической эффективности реструктуризации предприятия в условиях неопределенности и риска, предлагается математический аппарат, обеспечивающий адекватное качество оценки.

Ключевые слова: реструктуризация промышленных предприятий, показатели и критерии экономической эффективности реструктуризации, виды неопределенности процессов реструктуризации, нечетко-множественный подход к оценке эффективности реструктуризации.

The processes of restructuring of industrial enterprises are considered, and the methodological approaches to evaluating its effectiveness are analyzed. A ground of showings and criteria of economic efficiency of the enterprise restructuring in the face of uncertainty and risk is given. A mathematical apparatus for the adequate quality assessment is presented.

Keywords: restructuring of industrial enterprises, showings and criteria of the economic efficiency of restructuring, the types of uncertainties of the restructuring processes, fuzzy-set approach to estimation of the restructuring efficiency.

При выборе стратегии реструктуризации предприятия необходимо оценить эффективность внедрения преобразований и впоследствии разработать комплекс мероприятий по реализации данной стратегии. Несмотря на важность данного этапа при планировании реструктуризации предприятия, именно ему уделяется меньше всего внимания. Для минимизации возможных рисков при подготовке предприятия к реструктуризации необходимо учитывать большое количество внешних и внутренних факторов, способных оказать существенное влияние на конечную эффективность преобразований. Пренебрежение несущественными на первый взгляд факторами может привести к ошибочным выводам и неудовлетворительным последствиям реструктуризации для предприятия.

В общем случае под эффективностью принято понимать результативность процесса, операции, проекта, определяемую как отношение эффекта результата к затратам, обусловившим его получение. В приложении к инвестиционным проектам эффективность — категория, отражающая соответствие результата проекта целям и интересам его участников [1]. Под эффективностью реструктуризации предприятия следует понимать относительную характеристику соответствия результатов преобразований поставленным задачам при заданном уровне затрат на их реализацию.

Сложились два основных методологических подхода к оценке эффективности реструктуризации предприятий — перспективный и ретроспективный [2]. Перспективный подход предполагает сопоставление затрат с результатами с учетом будущих денежных потоков. В данном случае присутствует неопределенность относительно ожидаемых притоков денежных средств, точность оценки которых зависит от опыта эксперта. Необходимо учитывать и то, что затраты на реструктуризацию, как правило, носят более определенный характер в сравнении с ожидаемыми результатами.

Перспективная оценка эффективности объединения предприятий достаточно хорошо разработана. Изучением этого вопроса занимались отечественные экономисты — А. Г. Грязнова, М. А. Федотова, И. Н. Богатая, Ю. Школьников, В. Мишняков, К. Миловидов, А. Козлов, В. Салун, Ю. В. Игнатишин, а также зарубежные ученые — Т. Коупленд, Т. Коллер, Дж. Муррин и др.

Важнейшая задача методического обеспечения оценки эффективности процесса реструктуризации предприятий — выбор показателей и критериев его экономической эффективности. Решая задачу выбора показателей и критериев эффективно-

сти, необходимо учитывать многообразие целей и форм реструктуризации предприятий.

Якутин Ю. [3], обобщив опыт корпоративного управления, выделил следующие критерии оценки эффективности объединения предприятия:

критерии, связанные с согласованием экономических интересов и взаимодействием акционеров и управляющих;

критерии финансового менеджмента, такие как повышение финансовой устойчивости предприятия, получение операционной экономии, связанной с ростом масштабов производства, и синергетического эффекта.

Кроме того, нуждаются в определенной количественной оценке экономия трансакционных издержек, которая может быть получена на основе заключения долгосрочных контрактов, регулирующих совместную деятельность предприятий, а также потенциал взаимовыгодных отношений предприятий, обеспечивающих долгосрочные конкурентные преимущества.

Т. В. Теплова предлагает оценивать эффективность процессов объединения капитала по следующим направлениям [4]:

с позиции всех заинтересованных лиц, когда используются такие показатели, как занимаемая доля рынка, предоставление рабочих мест, социальная ответственность и др.;

с позиции положения акционеров, при которой главным критерием является создание или перераспределение стоимости.

При оценке эффектов процесса объединения предприятий для акционеров предполагается использовать как стандартные подходы, основанные на расчете дисконтированных денежных потоков и изменении капитализации, так и новые методы: реальные опционы, оценку изменения агентских издержек, расчет экономической добавленной стоимости.

В настоящее время наиболее теоретически проработанным и практически распространенным подходом к количественной оценке экономической эффективности реструктуризации предприятий является финансово-экономический. Этот подход к оценке эффективности реструктуризации представляет собой систему поставленных финансовых целей и задач, а также показателей, отражающих их достижение. Как правило, в качестве основных показателей в рамках финансового подхода используются: рост чистой прибыли и чистого денежного потока; увеличение рентабельности продаж; собственного капитала и др.

Оценка экономической эффективности реструктуризации предприятий в данном случае опирается на методы финансового анализа. Выделяют три основных типа моделей финансового анализа: дескриптивные (аналитическое представление отчетности, вертикальный и горизонтальный анализы, система аналитических коэффициентов и т. д.): предикативные (прогнозные финансовые отчеты, модели динамического и ситуационного анализа); нормативные (установление нормативов и анализ отклонений фактических данных от нормы). Последний тип моделей нецелесообразно рассматривать при подготовке процесса реструктуризации, поскольку он относится к постпрогнозному периоду. В результате сравнения прогнозных данных (итог предикативных моделей) и текущих состояний (итог дескриптивных моделей) можно оценить эффект от реструктуризации и получить ограничения на экономические издержки ее осуществления.

Стоимостная оценка последствий реструктуризации предприятия является наиболее важной составляющей прогноза, так как рост стоимости является основным критерием оценки предпринимательской деятельности. Таким образом, одной из актуальных задач в экономическом обосновании реструктуризации предприятий является перспективная оценка стоимости предприятия. В случае объединения предприятий необходимо определить стоимости предприятия-цели, предприятия-покупателя и объединенной компании, образуемой в результате реструктуризации с учетом синергии. С одной стороны, ожидаемый эффект может оказаться положительным не потому, что данное объединение действительно эффективно, а потому, что слишком оптимистично оцениваются будущие потоки денежных средств. С другой стороны, действительно целесообразное объединение предприятий может быть не осуществлено, если будет недооценен потенциал предприятия-цели.

Оценка перспективной стоимости предприятия и синергетического эффекта является сложной задачей, которая нуждается в детальной методической проработке. В теории и на практике наиболее широкое применение получили три базовых подхода к оценке стоимости предприятия: доходный, сравнительный (рыночный) и затратный. В результате анализа выявлены преимущества и недостатки применяемых методов оценки стоимости предприятия, которые приведены на рисунке.

На наш взгляд, в случае перспективной оценки стоимости предприятия целесообразно использовать все три подхода. В рамках каждого из подходов необходимо выделить несколько методов оценки предприятия, взвешенный результат по которым определит его будущую стоимость. Использование каждого из рассмотренных методов стоимостной оценки предприятия в каждом конкретном случае требует экономического обоснования.

Р. Ю. Симионов предлагает дифференцировать сферы рационального применения методов стоимостной оценки предприятия в соответствии с типологией стадий жизненного цикла предприятия и отраслевого рынка (таблица) [5]. Применение методов оценки стоимости предприятия и эффективности его реструктуризации требует определенно-

Подходы к оценке	Доходный	Затратный	Рыночный
Методы оценки	Дисконтирование денежных потоков; дисконтирование экономической прибыли; капитализация экономической прибыли	Оценка чистых активов; оценка ликвидационной стоимости; оценка избыточных прибылей	Метод отраслевых коэффициентов; метод сделок
Преимущества	Учитываются: будущие ожидания; рыночный аспект (через норму дисконта); экономическое устаревание объектов	Основывается на реально существующих активах; пригоден для отдельных видов предприятий (неплатежеспособные)	Учитывает реальную ситуацию на рынке; отражает реальную практику купли-продажи аналогичных активов
Недостатки	Большая трудоемкость; высокая доля субъективных оценок; вероятностный характер	Статичен, не учитывает: стоимость нематериальных активов; потенциал объекта; будущие ожидания	Отсутствие полностью идентичных объектов; требует внесения целого ряда поправок; труднодоступные данные

Сравнительный анализ методов оценки стоимости предприятия

сти входных данных, которая достигается благодаря использованию средневзвешенных значений входных параметров, что значительно смещает точечные оценки показателей.

Требование детерминированности входных данных при оценке эффективности реструктуризации предприятия является явным упрощением действительности, так как процессу реструктуризации свойственно множество видов неопределенностей: исходных данных, внешней среды, связанной с характером и моделью реструктуризации; требований, предъявляемых к эффективности процесса реструктуризации. Факторы неопределенности определяют риск преобразований, т. е. опасность потери ресурсов, недополучения доходов или появления дополнительных расходов при реструктуризации.

При реструктуризации предприятия наличие разных видов неопределенностей требует применения математических моделей для их формализации и обработки. Таким образом, одной из наиболее важных задач в области методического обеспечения анализа эффективности реструктуризации предприятия является выбор математического аппарата, учитывающего неопределенность информации и обеспечивающего адекватное решение задач, возникающих при управлении процессами реструктуризации.

Большинство форм реструктуризации предприятий могут быть рассмотрены и экономически обоснованы как инвестиционный проект. В теории и практике инвестиционного менеджмента при анализе долгосрочных проектов используются различные методы адаптации оценки их эффективности к неопределенности и риску.

К наиболее применяемым относятся методы: корректировки ставки дисконтирования (премия за риск); достоверных эквивалентов (коэффициенты достоверности); анализа чувствительности показателей эффективности (*NPV*, *IRR* и др.); сценариев; теории игр (критерий максимина, максимакса и др.); построения "дерева решений"; имитационного моделирования по методу Монте-Карло.

Выбор методов стоимостной оценки предприятия

Стадии жизненного цикла рынка	Стадии жизненного цикла предприятия			
	Зарождения	Роста	Зрелости	Спада
Становления	1. Метод чистых активов (балансовая оценка), затратный подход	1. Метод чистых активов (рыночная оценка активов) с учетом организационно-управленческих расходов на создание предприятия 2. Метод дисконтированного денежного потока с краткосрочным прогнозированием 3. Метод рыночных мультипликаторов, сравнительных подход	1. Метод чистых активов (рыночная оценка активов) с учетом затрат на формирование деловой репутации 2. Метод капитализации чистой прибыли 3. Метод рыночных мультипликаторов	1. Метод ликвидационной стоимости
Стабильности	1. Метод чистых активов (балансовая оценка)	1. Метод чистых активов (рыночная оценка активов) с учетом затрат на формирование деловой репутации 2. Метод дисконтированного денежного потока с краткосрочным прогнозированием 3. Метод рыночных мультипликаторов	1. Метод чистых активов (рыночная оценка активов) с учетом затрат на формирование деловой репутации 2. Метод дисконтированного денежного потока с долгосрочным прогнозированием 3. Метод рыночных мультипликаторов	1. Метод ликвидационной стоимости
Спада	1. Метод чистых активов (балансовая оценка)	1. Метод чистых активов (балансовая оценка) 2. Метод дисконтированного денежного потока с краткосрочным прогнозированием	1. Метод чистых активов (рыночная оценка активов) 2. Метод дисконтированного денежного потока с краткосрочным прогнозированием	1. Метод ликвидационной стоимости

Метод корректировки ставки дисконтирования предусматривает приведение будущих денежных потоков к настоящему моменту времени по более высокой ставке, но не дает никакой информации о степени риска (возможных отклонениях конечных экономических результатов). Таким образом, в данном методе различные виды неопределенности и риска формализуются в виде премии за риск, которая включается в ставку дисконтирования.

Метод достоверных эквивалентов (коэффициентов достоверности) в отличие от предыдущего метода предполагает корректировку не нормы дисконта, а денежных потоков в зависимости от достоверности оценки их ожидаемой величины. Однако интерпретация коэффициентов достоверности как субъективных вероятностей, свойственная данному подходу, не совсем соответствует экономической сущности оценки риска [6]. Применение коэффициентов достоверности при таком варианте расчета и формальном подходе может привести к серьезным ошибкам в принятии долгосрочных решений.

Метод анализа чувствительности показателей эффективности проекта (*NPV*, *IRR* и др.) позволяет количественно оценить влияние на проект изменений его главных параметров. Основной недостаток метода — в нем допускается изменение одного параметра изолированно от всех остальных, т. е. все остальные параметры остаются неизменными (равны спрогнозированным величинам и не отклоняются от них).

Метод сценариев позволяет преодолеть отмеченный недостаток метода анализа чувствительности, так как с его помощью можно учесть одновременное влияние изменений факторов риска. К основным проблемам практического использования метода сценариев можно отнести: ограниченность числа возможных комбинаций переменных и сценариев для детального рассмотрения; значительную долю субъективизма в выборе сценариев развития и оценке вероятностей их возникновения.

Если существует множество вариантов сценариев развития, но их вероятности не могут быть достоверно оценены, то для принятия обоснованного стратегического решения в инвестиционном менеджменте применяются методы теории игр. Общая ограниченность методов теории игр состоит в том, что предлагается для анализа определенное число сценариев развития (конечное множество состояний окружающей среды).

Метод построения "дерева решений" сходен с методом сценариев, так как основан на построении многовариантного прогноза динамики внешней среды. В отличие от метода сценариев он предполагает возможность принятия самим предприятием решений, изменяющих ход реализации проекта, а также использование специальной графической формы представления результатов. Данный метод рекомендуется применять в ситуациях, когда более поздние решения находятся в большой зависимости от решений, принятых ранее, и, в свою очередь, определяют сценарии дальнейшего развития событий [6].

Имитационное моделирование по методу Монте-Карло является наиболее адекватным инструментом для оценки рисков при принятии стратегических решений. В процессе реализации этого метода проигрывается достаточно большое число вариантов, поэтому его применение можно отнести к дальнейшему развитию метода сценариев. Несмотря на достоинства метода Монте-Карло с теоретической точки зрения, он обусловливает существенные трудности в практическом применении. Это объясняется высокой чувствительностью получаемого результата к законам распределения вероятностей и видам зависимостей входящих переменных анализируемого проекта [7]. В некоторых случаях аналитики подбирают законы распределения вероятностей и оценивают статистические связи между переменными субъективно, так как получение качественной статистической информации невозможно по различным причинам (временны́м, финансовым и т. д.) [8].

В итоге, сравнивая применяемые методы математического моделирования для принятия стратегических экономических решений в условиях неопределенности и риска, можно выделить три основных подхода: вероятностный, нечетко-множественный и экспертный. Если исходные параметры анализируемого проекта характеризуются репрезентативной статистикой и подчиняются выявленной закономерности, то применение вероятностного подхода вполне оправдано. Как правило, при моделировании реальных экономических процессов статистика или недостаточно репрезентативна, или отсутствует, что и ограничивает применение вероятностного подхода. Зарубежными и отечественными учеными активно разрабатываются методы оценки эффективности и риска инвестиционных проектов на основе использования методического аппарата теории нечетких множеств [9]. В этих методах вместо распределения вероятностей входящих параметров применяется распределение возможности, описываемое функцией принадлежности нечеткого числа. Как свидетельствует практический опыт [10], эффективность применения подходов на основе вероятностных, нечетко-множественных и экспертных описаний к решению различных экономических задач зависит от уровня и характера неопределенности, связанной с конкретной задачей. По мере увеличения неопределенности вероятностные описания уступают место, с одной стороны, субъективным вероятностям, основанным на экспертной оценке, а с другой стороны, нечетко-интервальным описаниям, выраженным в виде функций принадлежности нечетких чисел или, в частном случае, в виде четкого интервала.

Таким образом, проведенный анализ методов оценки эффективности процессов реструктуризации предприятий в условиях неопределенности и риска свидетельствует об их теоретической значимости, но ограниченной практической применимости по причине существования большого числа упрощающих модельных предпосылок, искажающих реальную среду функционирования предприятий.

При оценке эффективности реструктуризации необходимо учесть неопределенность параметров процесса реструктуризации, а также формализовать в единой форме всю доступную неоднородную информацию, не имеющую точной числовой оценки. Инструментом, который позволяет задавать расчетные коридоры исходных данных, не давать показателям точечные оценки, вырабатывать их нечетко-лингвистическое описание, а также совмещать в оценках количественные и качественные показатели является теория нечетких множеств. Выбор данного подхода обусловлен тем, что в условиях динамичности внешней среды существенное влияние на эффективность реструктуризации предприятия оказывают не только показатели стоимости предприятия, но и его конкурентоспособность, уровень сервиса, деловая репутация предприятия. Поскольку предприятие развивается во времени, то и оценки стоимости бизнеса имеют неоднозначный характер. Поэтому представление соответствующих значений стоимости предприятия в виде нечетких чисел и применение математического аппарата так называемых мягких вычислений представляется в данном случае оправданным. В самом простом случае можно ограничиться учетом имеющейся неопределенности только через форму представления нечетких чисел: изменение ширины базового множества, выбор соответствующего вида функции принадлежности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Методические** рекомендации по оценке эффективности инвестиционных проектов, № ВК 477 от 21.06.99 г., утверждено Министерством экономики РФ, Министерством финансов РФ, Государственным комитетом РФ по строительству, архитектуре и жилищной политике.
2. **Пирогов А. Н.** Оценка слияний и поглощений российских компаний: www.vedi.ru.
3. **Якутин Ю. В.** Концептуальные подходы к оценке эффективности корпоративной интеграции // Российский экономический журнал. 1998. № 5.
4. **Теплова Т. В., Григорьева Т. И.** Ситуационный финансовый анализ: схемы, задачи, кейсы: учеб. пособие для вузов М.: Изд. дом ГУ ВШЭ, 2006. 605 с.
5. **Симионов Р. Ю.** Стоимостная оценка экономического потенциала строительного предприятия: подходы и методы // Экономический анализ: теория и практика. 2007. № 2(83). С. 14—19.
6. **Царев В. В.** Оценка экономической эффективности инвестиций. СПб.: Питер, 204. 464 с.
7. **Кельтон В., Лоу А.** Имитационное моделирование. "Классика CS". 3-е изд. СПб.: Питер; Киев: Издательская группа BHV, 2004. 847 с.
8. **Виленский П. Л., Лившиц В. Н., Смоляк С. А.** Оценка эффективности инвестиционных проектов. Теория и практика. М.: Дело, 2004. 888 с.
9. **Ward T. L.** Discounted Fuzzy Cashflow Analysis // Proceedings of Fall Industrial Engineering Conference, 1985, pp. 476—481. Zadeh L. A. Fuzzy Sets // Information and Control, 1965, Vol. 8, N 3. pp. 338—353.8. Worthington I., Britton C. The Business Environment. — 3rd edition, Financial Times, Prentice Hall, 1998.
10. **Деревянко П. М.** Применение теории нечетких множеств в финансовом и инвестиционном анализе деятельности предприятия в условиях неопределенности // Менеджмент и экономика в творчестве молодых исследователей ИНЖЭКОН — 2005. VIII науч.-практ. конф. студентов и аспирантов СПбГИЭУ, 19—20 апреля 2005 г.: Тезисы докладов. СПб.: СПбГИЭУ, 2005. С. 98, 99.

УДК 338.669.013.5

А. Ю. БЕЛОЗЕРСКИЙ, канд. экон. наук (РХТУ им. Д. И. Менделеева), e-mail: helenivanova_89@mail.ru

Анализ современных тенденций к разработке и применению специфически отраслевых методов управления рисками на металлургических предприятиях

Из множества существующих решений и методов управления рисками в статье рассмотрены основные методы управления рисками, пригодные для металлургической отрасли, предложены специфичные методы.

Ключевые слова: риск, управление рисками, методы управления.

Of the many existing solutions and management techniques by risks in the paper the basic risk management techniques, suitable for the metallurgical industry, have been considered. The specific methods have been offered.

Keywords: risk, risk management, management methods.

В аспекте приложения к отрасли исследования анализ существующих в теории [1, 2] направлений обособления методов или мероприятий по управлению рисками в черной и цветной металлургии с устранением их фрагментарности в отношении конкретных видов рисков (например, методы, связанные с применением производных финансовых инструментов в механизмах нейтрализации финансовых рисков) позволяет сгенерировать следующий набор групп мероприятий: избежание; лимитирование; локализация; диверсификация; самострахо-

вание; внешнее страхование; хеджирование; прочие (поиск гарантов — по факту тот же метод диверсификации, отличительной особенностью которого является поиск субъектов для переноса риска, которыми могут быть различные фонды, государственные органы, иные предприятия, заинтересованные в совместной реализации проекта, но не прямые его участники; изменение перечня форс-мажорных обстоятельств в заключаемых договорах; приобретение дополнительной информации с целью снижения степени неопределенности и прочие несистематизированные методы). Данные методы являются достаточно универсальными, и их применение в металлургической отрасли не имеет особенных существенных отличий. Однако есть тонкости в применении данного аппарата в черной и цветной металлургии, обусловленные в основном различными уровнями стабильности и развитости рыночных инструментов повышения эффективности деятельности предприятий, что отражено в табл. 1.

Таблица 1

Специфические особенности методов управления рисками на предприятиях черной и цветной металлургии

Группы мероприятий по управлению рисками	Особенности применения	
	в черной металлургии	в цветной металлургии
Избежание	Крайне ограниченное применение; определяется спецификой производственного комплекса и конъюнктурой рынка	
Лимитирование	Определяется спецификой учредительных документов и сводом политик предприятия	Определяется прибыльностью конкретного производства и сложившейся на предприятии практикой
Локализация	Применение обусловлено территориальным расположением экономических систем	Применение относительно распространено в основном в составе промышленно-экономических холдингов
Диверсификация	Ограниченно применяется в силу устойчиво сложившихся хозяйственных связей	Применение обусловлено возможностями трансформации производственных мощностей
Самострахование	Применение практически невозможно из-за отсутствия источников свободных денежных средств для создания фондов и резервов	Способность сформировать страховые фонды определяется конечной маржой производственной цепочки холдинга
Внешнее страхование	Применение в целом затруднено ввиду слабой развитости рынка страховых услуг	
	Применяется в ряде функциональных областей; возможности использования ограничены высокой зависимостью от условий заключения страховых договоров (тарифы и пр.)	Применение возможно ввиду меньшей зависимости от условий заключения страховых договоров; более выгодных условий вследствие относительно новой производственной базы
Хеджирование	Применение затруднено на рынке готовой продукции вследствие неразвитости рынка; ограничено на прочих рынках — валютном, энергоносителей и др.	Использование метода более распространено в силу наличия большого числа инструментов рынка

Возможность эффективного применения данных инструментов и получения соответствующего результата в конкретных условиях в виде значимого конкурентного преимущества во всех звеньях цепочки создания стоимости ограничивается рядом факторов, из которых в первую очередь следует выделить адаптацию предлагаемых методов к отраслевым условиям. Однако в методологических разработках по риск-менеджменту отсутствует отраслевая специфика, т. е. такие группы мероприятий, которые могли бы быть применимы только в конкретных отраслях. Для выявления потенциала разработки таких мероприятий в металлургической отрасли первоначально рассмотрим основные проблемы развития отрасли.

Проблемы, характерные для металлургической отрасли, можно разделить на две большие группы: внутриотраслевые и внешние. В аспекте разработки специфически отраслевых мероприятий по управлению рисками наибольший интерес вызывают проблемы первой группы, а именно: высокая изношенность производственной базы; неконкурентоспособность рудно-сырьевой базы; низкий уровень передела; большое транспортное плечо; высокие удельные расходы сырья и энергоресурсов в натуральном выражении; низкий уровень потребления наукоемкой продукции, особенно отечественного производства; загрязнение окружающей среды; низкая производительность труда; низкий уровень обеспеченности квалифицированными кадрами; низкий уровень консолидации [3].

Для их решения предлагается рассмотреть следующие специфически-отраслевые мероприятия: организационно-экономический метод, метод упреждающего управления профессиональной компетентностью и комплексный метод.

Организационно-экономический метод в рамках сохраняющейся тенденции предполагает использование диверсификации бизнеса с созданием крупных вертикально и горизонтально интегриро-

ванных структур с поставщиками сырья и потребителями продукции в металлургической отрасли. Однако в рамках данного метода в качестве основного мероприятия рассматривается вертикальная интеграция. Горизонтально интегрированные структуры несут в себе дополнительный источник риска ввиду того, что являются звеньями одного уровня стоимостной цепочки предприятия. Рассмотрим подробнее устранение внутриотраслевых факторов риска с применением организационно-экономического метода (табл. 2).

Метод упреждающего управления профессиональной компетентностью направлен на управление производственными рисками, связанными с безопасностью производства путем снижения травматизма и устранения человеческого фактора риска, обусловленного некомпетентностью. В условиях эксплуатации сложных производственных систем объективной необходимостью является повышение экономической и социальной ответственности работников, недостаточная квалификация которых может привести к катастрофическим последствиям.

Таблица 2

Решение внутриотраслевых проблем применением организационно-экономического метода

Проблема (фактор риска)	Решение
Низкий уровень консолидации	Данный фактор риска априори устраняется; основой экономики страны должны стать крупные корпорации, в которых аккумулируются возможности промышленного, финансового, торгового, информационного и интеллектуального капиталов
Изношенность основных фондов	Расширение финансовых возможностей для воспроизводства основных фондов
Неконкурентоспособность сырьевой базы	Применение метода предполагает создание собственной производственной базы для выпуска сырья
Низкий уровень передела	Повышение уровня обработанности материала
Большое транспортное плечо	Сокращение транспортного плеча путем применения принципов организации транспортного коридора между интегрированными звеньями
Высокие удельные расходы сырья, материалов и энергоресурсов	Снижение себестоимости конечного продукта технологической цепочки предприятий, поскольку последовательные технологические процессы, естественно совпадающие во времени и пространстве, диктуют определенные схемы эффективного производства
Низкий уровень потребления наукоемкой продукции	Расширение финансовых возможностей для внедрения инноваций; получение возможности самостоятельной разработки процессных и продуктовых инноваций в предыдущих интегрированных технологических звеньях

Метод упреждающего управления профессиональной компетентностью призван сформировать методический подход к определению потребностей предприятий в работниках перспективных профессий и специальностей, исследовать вопросы формирования профессионально-квалификационной модели управленческого персонала, программ его профессионального развития и подготовки резерва, в том числе на основе опережающего обучения, ориентированного на удовлетворение стратегических потребностей производства [4].

Комплексный метод предполагает взаимообусловленное применение всех предложенных и описанных ранее групп мероприятий. В процессе использования метода комплексного управления рисками нивелируются достоинства и недостатки каждого из методов. Эффективность такого подхода к управлению рисками определяется возникающим при его применении синергетическим эффектом.

Таким образом, в рамках проведенной работы были рассмотрены весьма актуальные вопросы вывода российской промышленности из кризисной ситуации посредством эффективной организации риск-менеджмента на предприятиях. Анализ существующих тенденций изменения конъюнктуры рынка позволил выявить особенности применения универсальных методов управления рисками в современных условиях и предложить специфически-отраслевые методы, позволяющие добиться высоких результатов в сфере промышленного риск-менеджмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Ермисова Л. Б.** Риск-менеджмент организации. Учеб.-практ. пособие. М.: Дашков и Ко, 2008. 380 с.
2. **Дамодаран А.** Стратегический риск-менеджмент. Принципы и методики. М.: Вильямс, 2010. 496 с.
3. **Стратегия** развития металлургической промышленности России на период до 2020 года [Электронный ресурс]. — Официальный сайт Министерства промышленности России. Режим доступа: http://www.minprom.gov.ru/activity/metal/strateg/2 (дата обращения: 14.06.2010), свободный.
4. **Ефремова Ю. Е.** Совершенствование организационно-экономического механизма профессионального развития управленческого персонала предприятий металлургического комплекса: Автореф. дис. ... канд. экон. наук. Москва, 2008. 30 с.

УДК 621.974

Ю. В. КОЛОТОВ, канд. техн. наук (МГТУ "Станкин", Москва),
e-mail: urvas@inbox.ru

Отечественные бесшаботные штамповочные молоты

Рассматривается конструкция бесшаботного молота с гидравлической связью масс-перспективного вида оборудования для точной штамповки поковок в машиностроении.

Ключевые слова: молот, масса, привод гидравлический, привод пневматический, удар.

The design of anvilless stamping hammer with hydraulic coupling of the mass-promising kind of equipment for precision stamping of forgings in the mechanical engineering is considered.

Keywords: hammer, mass, hydraulic drive, pneumatic drive, shock.

В настоящее время на кафедре "Системы пластического деформирования" (СПД) МГТУ "Станкин" ведутся теоретические исследования разных конструкций бесшаботных молотов с гидравлической связью масс (БШМГС).

В 1974 г. был разработан и изготовлен БШМГС мод. БМ-1500, который и в настоящее время находится в опытно-промышленной эксплуатации на Чебаркульском металлургическом заводе (ЧМЗ, г. Чебаркуль, Челябинская обл.). Аналогичные по конструкции молоты выпускают фирмы Beche Grochs и Genrih Rau (обе — Германия) и Dijep (Венгрия).

Общий вид и конструктивная схема молота БМ-1500 представлены на рис. 1. Молот БМ-1500 развивает энергию удара до 1500 кДж при скорости удара до 6 м/с. Технологические возможности молота БМ-1500 при штамповке поковок балок и коленчатых валов превосходят технологические возможности самого мощного в стране пресса усилием до 750 МН, конструктивная схема и принцип работы которого даны в учебниках по кузнечно-штамповочному производству и в энциклопедии [1].

Положительными сторонами молота БМ-1500 являются простота его структурной схемы и конструкция станины. В процессе экспериментальной эксплуатации БМ-1500 [2] обнаружены его следующие недостатки:

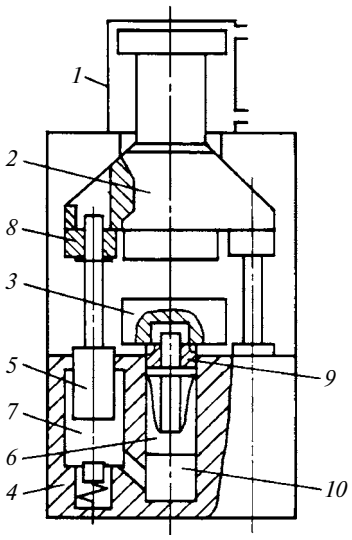
1. Низкий КПД привода, вызванный выбросом сжатого воздуха за каждый цикл.

2. Низкая работоспособность верхней ударной массы *2*, выполненной заодно с толстым штоком. При внецентренных ударах вследствие деформации стоек станины *4* и защемления поршня со штоком в пневмоцилиндре *1* при изгибе штока в галтели ударной массы *2* возникают растягивающие напряжения, приводящие при жестких ударах к ее разрушению.

3. Низкая работоспособность резинометаллических амортизаторов *8* и *9*, установленных между штоками *5* и *6* и ударными массами *2* и *3*.

Теоретическим анализом, проведенным в МГТУ "Станкин", установлено, что при рабочем ходе молота БМ-1500 боковые штоки *5* наносят при отскоке удар по амор-

а)



б)

Рис. 1. Общий вид (*а*) и конструктивная схема (*б*) молота БМ-1500:
1 — пневмоцилиндр; *2* и *3* — верхняя и нижняя ударные массы; *4* — станина с корпусом гидросвязи; *5* и *6* — боковой и центральный штоки связи; *7* — полость гидросвязи; *8* и *9* — резинометаллические амортизаторы, *10* — центральная полость

тизаторам *8* массы *2* со скоростью, в 2 раза превышающей их скорость при разгоне. Это подтверждают результаты экспериментальных исследований БМ-1500, проведенных на начальной стадии его эксплуатации [2]. Установлено также, что для снижения силы удара в узле "шток *5*—масса *2*" нужно в полостях *7* гидросвязи создать при ударе такое давление жидкости, при котором сокращалась бы длительность отделения штока *5* от массы *2* и обеспечивалось их совместное движение вверх при одновременном отскоке ударных масс *2* и *3*.

4. Давление жидкости в гидросвязи при отскоке увеличивается за счет использования энергии отражения ударной массы *3* и сил тяжести нижних подвижных частей, действующих на корпус гидросвязи *4* и его крепление к станине. Для уменьшения давления в гидросвязи при отскоке целесообразно в ее центральном штоке *6* установить гидравлический демпфер, поглощающий частично или полностью энергию отражения массы *3*.

В 1980-х годах была создана гамма БШМГС моделей МШ (молот штамповочный) с энергией удара от 4 до 250 кДж при скорости удара до 15 м/с [3]. Молоты моделей МШ разрабатывались с учетом недостатков конструкций молотов фирмы Beche Grochs, установленных на основе анализа ее патентов. Они оказались аналогичными недостаткам, которые были позднее обнаружены у молота БМ-1500.

Общий вид молота МШ-250 и принципиальная схема, по которой выполнены все модели МШ, представлены на рис 2. БШМГС моделей МШ имеют: равные по весу ударные массы; скорость удара до 10—15 м/с; массу от 4 до 80 т; пневмопривод плунжерного типа; давление воздуха до 8 МПа; гидропривод с давлением до 32 МПа; рабочую жидкость — масло или эмульсию; нижний выталкиватель *9*; ручное и автоматическое управление; защитные шторки и упоры, предотвращающие произвольный удар и используемые для удара в упоры при нарушении технологического цикла.

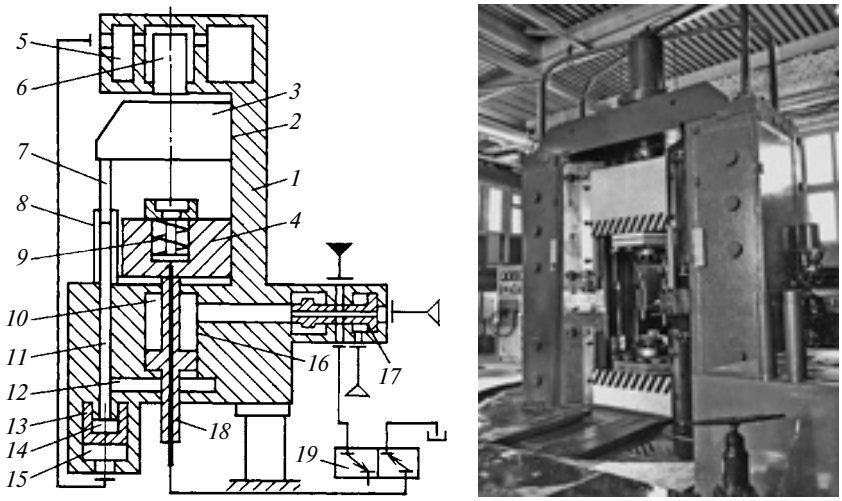
Процессы штамповки на молотах моделей МШ можно механизировать и автоматизировать. Так, на базе модели МШ-6,3 была создана автоматическая линия для штамповки корпуса распылителя двигателя трактора, а на базе мод. МШ-250 — механизированный комплекс для штамповки специзделия.

В советское время было создано порядка восьми БШМГС модели МШ с энергией удара: 4; 6,3; 16 и 250 кДж. Модели МШ-6,3; МШ-16 и МШ-250 находятся в опытно-промышленной эксплуатации и в настоящее время.

Принцип работы молотов моделей МШ следующий (рис. 2, *а*). Ударные массы *3* и *4* удерживаются в исходном положении давлением жидкости в управляющей полости *10*. Для осуществления разгона соединяют полость *10* цилиндра *16* с атмосферой. Под действием силы пневмопривода *5* происходит встречное движение ударных масс *3* и *4*. В конце разгона, перед началом нагрузочной фазы рабочего хода, тормозят и останавливают центральный шток *18* с поршнем. Далее нижняя масса *4* движется вверх по инерции до удара, а верхняя масса *3* и боковые штоки *7* движутся вниз под действием сил привода *5*. Штоки *7*, двигаясь вниз, сжимают жидкость в полостях *11* и *12* до давления, при котором давление жидкости в полости *14* превысит давление сжатого воздуха в полости *15* и сместит поршень *13* вниз, увеличивая объем полости *14* гидросвязи. При этом вследствие высокой сжимаемости воздуха и малого перемещения поршня *13*, давление жидкости в полости *14* гидросвязи

$$p_ж = \alpha p_0 S_5 / S_4, \qquad (1)$$

где α — коэффициент расширения воздуха в пневмоприводе *5*, определяющий величину давления в конце разгона; S_4 и S_5 — площади полостей *11* и *14* компенсатора соответственно; p_0 — давление сжатого воздуха в пневмоприводе *5* в исходном для удара положении. При теоретическом анализе рекомендуют принимать $\alpha = 0{,}8$ [1].



а) *б*)

Рис. 2. Конструктивная схема молота МШ (*а*) и общий вид молота МШ-250 (*б*): *1* — станина; *2* — направляющие; *3* и *4* — верхняя и нижняя ударные массы; *5* — пневмопривод; *6* — плунжер; *7* — боковой шток; *8* — цилиндр; *9* — выталкиватель; *10* — управляющая полость гидропривода; *11* и *12* — гидрополости; *13* — полость компенсатора; *14* и *15* — гидравлическая и пневматическая полости компенсатора; *16* — центральный цилиндр; *17* — клапан управления; *18* — центральный шток с поршнем; *19* — гидрораспределитель

Давление $p_ж$ создает силу, которая остановит движение бокового штока *7* вниз на нагрузочной фазе и прижмет его верхний торец к нижней плоскости верхней ударной массы *3* еще до начала отскока ударных масс *3* и *4* друг от друга. Благодаря давлению $p_ж$ боковой шток *7* и ударная масса *3* будут двигаться при отскоке вверх одновременно. Энергию отскока нижней ударной массы *4* частично или полностью погасит гидравлический демпфер, встроенный в центральный шток *18* (на рис. 2, *а* не показан).

Таким образом, благодаря высокому давлению жидкости в гидросвязи на нагрузочной фазе и гидравлическому демпферу, встроенному в шток *18* нижней массы *4*, в конструкции модели МШ обеспечивается работоспособность узлов контакта "шток—ударная масса" без резинометаллических амортизаторов, являющихся слабым местом других конструкций БШМГС.

Возвратный ход начинается при переключении клапана *17* в положение, при котором соединяется управляющая полость *10* с давлением гидропривода, под действием которого и сил тяжести центральный шток *18* и нижняя масса *4* будут двигаться вниз. Верхняя ударная масса *3* и штоки *7* перемещаются вверх при возвратном ходе под давлением жидкости в полостях *11* и *12*, создаваемом давлением в полости *10*, когда ее соединяют с приводом. В конце возвратного хода сначала останавливается центральный шток *18* с нижней массой *4*, а затем силой привода *5* — верхняя ударная масса *3* в исходном для удара положении. Далее цикл повторяется.

К достоинствам конструкции моделей МШ следует отнести:

1) работу пневмопривода без выброса сжатого воздуха в атмосферу за цикл;

2) выполнение ударных масс *3* и *4* отдельно от приводных штоков;

Рис. 3. Поковки, штампуемые на молотах моделей МШ

3) нанесение жестких неоднократных ударов штампа о штамп без разрушения конструкции;

4) применение пневмо- и гидроцилиндров плунжерного типа;

5) высокий КПД (77÷78 %) гидромеханической системы конструкции;

6) оснащение конструкции гидротормозами, сглаживающими соударения масс и штоков при их останове в крайних исходных положениях;

7) исполнение узлов контакта "шток—ударная масса" без амортизаторов;

8) исполнение центрального штока *18* гидросвязи с демпфером, снижающим силы при его соударении с нижней ударной массой *4* при отскоке.

В процессе создания и исследования конструкции модели МШ разработана методика проведения сдаточных, приемных и ресурсных испытаний. Рабочие чертежи на конструкции моделей МШ-250 и МШ-6,3 выполнены в соответствии с сертификатом на промышленный образец [3]. Эти молоты, а также молот мод. МШ-16 находятся в опытно-промышленной эксплуатации.

В качестве примера на рис. 3 приведены поковки массой 0,03÷20 кг из труднодеформируемых сталей и сплавов, отштампованные на молотах типа МШ. На мод. МШ-250 штампуются многоударной штамповкой за один нагрев крупные поковки. Энергия удара регулируется ее изменением между ударами, сопротивление сливу из полости *10* (см. рис. 2) при разгоне регулируется путем изменения площади сливного отверстия клапана *18*. Средние по размеру поковки штампуются на мод. МШ-250 одноударной штамповкой. Мелкие поковки из легированных сталей и сплавов для деталей массой от 15 до 350 г для ракетостроения изготовляются горячей одноударной штамповкой на моделях МШ-4, МШ-6,3 и МШ-16. При их изготовлении коэффициент использования материала был повышен с 0,15 до 0,7.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Машиностроение.** Энциклопедия. Т. IV-4. Машины и оборудование кузнечно-штамповочного производства / Ю. А. Бочаров, И. В. Матвиенко и др. М.: Машиностроение, 2005. 960 с.

2. **Поиск** новых решений и выдача предложений по амортизации молота, обеспечивающего надежную работу амортизаторов (Отчет) / ВНИИметмаш. Рук. работы Ю. А. Зимин. № ГР 81234938; Инв. № 0282.2024591. М., 1978. 100 с.

3. **Колотов Ю. В.** Разработка новой конструкции и методики проектирования бесшаботного молота с гидравлическим механизмом связи ударных масс: Дис. ... канд. техн. наук. М., 1984. 208 с. Машинопись.

УДК 621.771.014

Е. А. МАКСИМОВ, канд. техн. наук (ОАО "Челябэнерго", г. Челябинск),
e-mail: maksimov50@mail.ru

Новый валковый узел прокатного стана с регулированием образующей бочек рабочих валков в горизонтальной плоскости

Приведена конструкция нового валкового узла прокатного стана с возможностью регулирования изгиба промежуточных валков в горизонтальной плоскости, что позволяет получать полосы с минимальной поперечной разнотолщинностью и неплоскостностью.

Ключевые слова: новый валковый узел стана, коррозионно-стойкая сталь, поперечная разнотолщинность, плоскостность.

A design of a new roller block of the rolling mill with the ability to control the bending of the intermediate rolls in the horizontal plane is presented. The design allows obtain the strips with a minimum transverse polythickness and nonflatness.

Keywords: a new roller block of the rolling mill, corrosion-resistant steel, transverse polythickness, flatness.

В настоящее время для регулирования планшетности прокатываемых полос на стане кварто применяют противоизгиб рабочих валков и дополнительный изгиб опорных валков [1]. В этом случае регулирование активной образующей рабочих валков осуществляется в вертикальной плоскости. Однако в этом случае увеличиваются нагрузки на станину рабочей клети и подшипники валкового узла стана кварто.

Для снижения нагрузки на станину рабочей клети и подшипники валкового узла стана кварто используют снижение давления прокатки, для чего в стане кварто между приводными рабочими валками устанавливают рабочий валок небольшого диаметра (рис. 1). Стан с таким расположением валков можно назвать пятивалковой клетью "квинто". При таком расположении рабочих валков осуществляется несимметричная прокатка в валках разного диаметра. Со стороны рабочего валка бóльшего диаметра критический угол будет меньше, чем со стороны рабочего валка меньшего диаметра. В результате образуется зона с противонаправленными силами трения. Подпирающее действие сил трения на деформируемый объем уменьшается, что приводит к снижению давления прокатки.

Исследования показали, что для регулирования поперечного профиля и плоскостности прокатываемых полос путем изгиба рабочего валка в горизонтальной плоскости также может быть использован новый валковый узел (рис. 2) [4].

Для регулирования профиля рабочих валков в шестивалковой клети, представленной на рис. 2, *а*, *б*, промежуточные валки, рабочие и нижний опорный валки с каждой стороны имеют дополнительные подушки. Подушка верхнего рабочего валка установлена внутри дополнительной подушки промежуточных валков, а подушка нижнего рабочего валка — внутри подушки нижнего опорного валка. Между дополнительными подушками промежуточных и нижнего опорного валков установлены гидроцилиндры механизма изгиба валков.

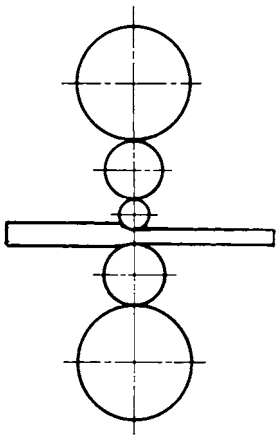


Рис. 1. Пятивалковая прокатная клеть

Гидроцилиндры слева от вертикальной оси клети развивают определенное усилие. Справа от вертикальной оси гидроцилиндры не работают. При этом на дополнительных подушках нижнего валка возникает изгибающий момент. Плечо равно расстоянию между осями гидроцилиндров, расположенных слева и справа от вертикальной оси рабочей клети. Изгибающий момент действует на нижний опорный валок в горизонтальной плоскости в направлении, противоположном направлению прокатки. При этом середина бочки опорного валка смещается от вертикальной оси клети, а середина нижнего рабочего валка опускается, обжимая полосу по середине. Краевые участки получают меньшее обжатие, в результате прокатываемая полоса приобретает чечевицеобразный поперечный профиль. Момент изгибает также промежуточные валки в горизонтальной плоскости (рис. 2, *в*). При изгибе промежуточных валков, в направлении, противоположном направлению прокатки, края бочки промежуточного валка, находящегося слева от вертикальной оси клети, воздействуют на края бочки верхнего рабочего валка. При этом края бочки верхнего рабочего валка опускаются, и он изгибается в вертикальной плоскости. Изгиб верхнего рабочего валка в вертикальной плоскости позволяет получить полосу с выпуклым (чечевицеобразным) поперечным сечением (профилем).

При отсутствии давления в гидроцилиндрах валков середина бочки верхнего рабочего валка, контактирующая с выпуклыми бочками промежуточных валков, опускается, и полоса прокатывается с бóльшим обжатием по середине.

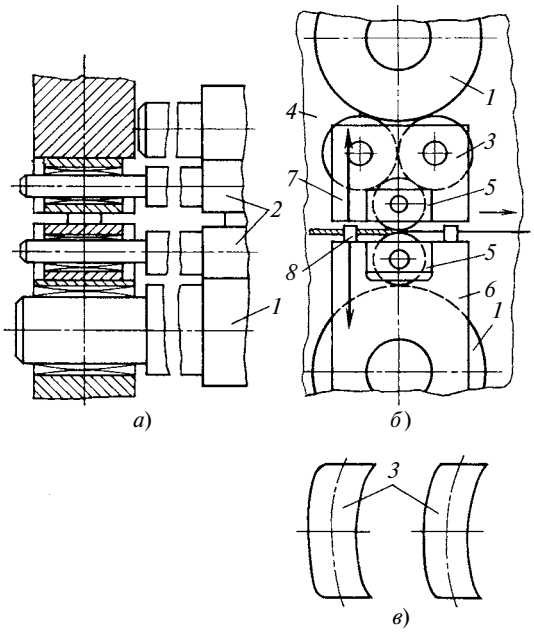


Рис. 2. Шестивалковая клеть с регулируемым профилем бочки верхнего рабочего валка:
1 — опорные валки; *2* — рабочие валки; *3* — промежуточные валки; *4* — станина; *5* — подушка рабочего валка; *6* — дополнительная подушка нижнего опорного валка; *7* — дополнительная подушка промежуточных валков; *8* — гидроцилиндры

При работе гидроцилиндров, расположенных справа от вертикальной оси клети, т. е. при реверсивной прокатке, изгибающий момент к дополнительным подушкам промежуточных и нижнего опорного валков прикладывается в противоположном направлении. Промежуточные и нижний опорный валки в горизонтальной плоскости изгибаются также в противоположном направлении. Рабочие валки изгибаются в вертикальной плоскости, и полоса прокатывается, как и в первом случае, с образованием выпуклого поперечного профиля. Таким образом, изгиб промежуточных и нижнего опорных валков в горизонтальной плоскости приводит к изгибу рабочих валков в вертикальной плоскости, что позволяет регулировать поперечный профиль полосы.

В целом регулирование неравномерности обжатия по ширине полосы приводит к снижению поперечной разнотолщинности и улучшению планшетности прокатываемых полос.

Исследование работы нового валкового узла стана для регулирования образующей рабочих валков путем изгиба промежуточных валков в горизонтальной плоскости проводилось на стане 200. Экспериментальные исследования прокатки полос из коррозионно-стойкой стали (h_0 = 0,48 мм, B = 100 мм) на стане с регулированием изгиба промежуточных валков в горизонтальной плоскости показали, что полосы после прокатки имели плоскую форму. При прокатке лент из латуни Л63 (B = 80 мм, h_0 = 0,25 мм, λ = 1,24) была получена минимальная поперечная разнотолщинность, изменение амплитуды волнистости составляло от 0 до 4 мм.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Настройка**, стабилизация и контроль процесса тонколистовой прокатки / Г. Г. Григорян, Ю. Д. Железнов, В. А. Черный и др. М.: Металлургия, 1975. 368 с.
2. **Pat. 2559017 USA.** State rolling mills.
3. **А. с. 1258527 А1 СССР:** МКИ В21В 13/14. Рабочая клеть прокатного стана.
4. **Максимов Е. А., Шаталов Р. Л., Босхамджиев Н. Ш.** Производство планшетных полос при прокатке. М.: Теплотехник, 2008. 336 с.

Выставка "Химмаш, насосы — 2010"

ЭКСПОЦЕНТР

С 27 по 30 сентября 2010 г. на территории ЦВК "Экспоцентр" проходила вторая международная выставка "Химическое машиностроение и насосы". Организатор выставки ЦВК "Экспоцентр". На выставке демонстрировалось оборудование для производства и переработки химической и нефтехимической продукции — печи, нагреватели, сушилки, компрессоры, насосное оборудование, компрессоры, грохоты, вакуумное оборудование, котлы и т. п. В статье приведено краткое описание некоторых экспонатов.

ООО "Ультразвуковая техника" (г. Санкт-Петербург) предложило потребителям различное ультразвуковое оборудование.

Ультразвуковую ванну мод. УЗВ2-0,4/37 с пьезоэлектрическим преобразователем на частоту 37,44 кГц для очистки и обезжиривания изделий (деталей и узлов двигателей, деталей точной механики из металлов, ювелирных изделий, компонентов электронной техники, изделий из керамики, пластмасс, стекла, проката черных и цветных металлов). Вместимость ванны 25 л, ее габаритные размеры 270×370×270 мм, потребляемая мощность 1,2 кВт. Применение ультразвуковой ванны позволяет свести к минимуму ручной труд, проводить очистку и обезжиривание без применения органических растворителей; очищать труднодоступные участки изделий и удалять все виды загрязнений.

Станок мод. УЗСМ1-0,1/22 для прессовой резки синтетических материалов (вырубка небольших деталей сложной конфигурации, изготовление петель, отверстий, обрезка лент). По сравнению с традиционными технологиями такой станок позволяет: повысить качество резки; снизить усилие резания; повысить износостойкость ножей; за счет механизации и автоматизации технологических процессов повысить производительность труда; одновременно с резанием заваривать края реза, что важно при раскрое синтетических тканей.

Ультразвуковую сварочную машину мод. УЗСМ1-4,0/22 для соединения изделий из термопластичных материалов (например, деталей автомобилей, корпусов электроаппа-

ратуры), впрессовки металлоизделий в детали из термопластов и т. п. Потребляемая мощность 6 кВт.

Ультразвуковой диспергатор мод. УЗД1-4,0/22 для обезжиривания изделий точной механики, оптики, инструментов и т. п. Потребляемая мощность 6 кВт при рабочей частоте 22 кГц. По сравнению с традиционными методами диспергатор позволяет свести к минимуму применение ручного труда, провести очистку и обезжиривание без органических растворителей, очистить труднодоступные участки изделий и удалить все виды загрязнений.

Смоленское СКГБ СПУ демонстрировало на выставке свои новые разработки.

Муфельную печь мод. ЭКПС500 для выполнения лабораторных аналитических работ, выплавки и выжига восковых моделей из литейных форм, обжига литейных форм, термической и высокотемпературной обработки материалов и металлов в воздушной среде и многого другого. Она состоит из рабочей камеры со встроенными нагревателями, поддона из жаропрочной стали; мощной автономной вытяжки эжекторного типа. Для соединения с компьютером имеется интерфейс. Габаритные размеры рабочей камеры 600×1050×840 мм. Максимальная температура ее нагрева 1100 °С, мощность печи 20 кВт, питающее напряжение 380 В, масса не более 500 кг. Нормальный режим работы печи при температуре окружающей среды 10÷35 °С. Печь рекомендована к применению на предприятиях легкой и тяжелой промышленности, в химической отрасли и при производстве керамики, а также на предприятиях, занимающихся металлообработкой и на горно-обогатительных комбинатах.

Климатическую камеру тепла—холода мод. КТХ-74-05 для испытания изделий и образцов в условиях циклических изменений температур от низкой до высокой, в том числе с возможностью подачи на испытуемые изделия электропитания. В машиностроении камера применяется для проверки качества изделий, узлов, механизмов, в военно-промышленном комплексе и электронной промышленности — для испытаний надежности электронных приборов и электронных комплектующих. Возможно задание температуры с шагом 1 °С. Камера оснащена устройством цифровой индикации текущих и заданного значений температуры. Вместимость рабочей камеры 7400 мм^3. Диапазон регулируемых температур 65÷165 °С. Отклонение температуры по объему рабочей камеры от заданного значения не более ±3 °С. Время достижения температур от температуры окружающей среды: −65 °С не более 60 мин, +165 °С также не более 60 мин. Максимальная амплитуда колебаний температуры в точках полезного объема камеры не более ±0,5 °С. Максимальное время непрерывной работы камеры (при температуре окружающей среды +30 °С) 72 ч. Ее питающее напряжение 220 В, потребляемая мощность 2,6 кВт. Габаритные размеры: рабочей камеры 440×400×420 мм, всей установки 840×620×1175 мм. Масса установки 130 кг.

ЗАО "ОКБ СПЕКТР" (г. Санкт-Петербург) предложил потребителям *оптико-эмиссионный спектрометр мод. МФС-12* для анализа разнообразных порошковых проб, образцов черных и цветных металлов различной формы. Оптическая система спектрометра построена по схеме Пашена—Рунге с диаметром круга Роланда 0,5 м. Для обеспечения пространственной стабильности спектра все оптические элементы установлены на единой платформе, имеющей хорошую теплопроводность. В качестве приемников излучения использованы линейные CCD-детекторы. Оригинальная конструкция установки детекторов без мертвых зон позволяет регистрировать весь спектр целиком во всем диапазоне работы прибора. Относительная погрешность в зависимости от концентрации составляет 0,5÷5 %. Время анализа 10÷40 с. Спектрометр эксплуатируется при температуре +15÷25 °С и относительной влажности ⩽80 %. Его питающее напряжение 220 В, мощность 2,5 кВт. Габаритные размеры спектрометра 834×995×520 мм, масса 110 кг.

Компания ООО "ДЕЛЛМЕКО" (г. Москва) демонстрировала насосы различного назначения, разработанные за рубежом.

Насос высокого давления мод. ДМ 50/565 используемый для подачи продукта на фильтр-пресс. Насос позволяет продавливать через фильтр растворы шламовые, глинистые, пульповые и т. п. Для работы достаточно установить насос на фильтр-пресс. Давление воздуха при работе насоса поддерживается регулятором, входящим в комплект установки. Он также оснащен датчиком и счетчиком тактов рабочего процесса для контроля за уровнем наполнения фильтр-пресса. Насос — самовсасывающий и может работать всухую.

Насос Dellmeco для транспортировки и погрузки сухих порошкообразных продуктов (известковая мука, фармацевтические препараты, слюда, в том числе вспененная, силиконы, угольный порошок, белая сажа, акриловая пластмасса). Применение насоса избавляет от необходимости перемещения сыпучих продуктов вручную. Его работа снижает содержание пыли в воздухе. Транспортировка сыпучего продукта осуществляется напрямую из контейнера в запланированное место. Насос имеет компактную конструкцию. Его можно перемещать с места на место.

Бочковый насос Dellmeco выполнен из специальных материалов PE и PTFE (в том числе токопроводящих) — алюминия и коррозионно-стойкой стали ASISI 316L с целью лучшей совместимости с перемещаемым продуктом. Насос может работать с жидкостями различной вязкости. Переходное устройство насоса выполнено из химически устойчивого материала. Адаптер легко соединяется с бочкой и насос с приемной трубой вставляется в бочку. Труба может быть изготовлена из полипропилена, токопроводящего полиэтилена или алюминия.

Компания SNOL TERM (г. Тверь) — официальный представитель завода AB UMEGA (Литва), предложила потребителям электропечи и сушильные шкафы различного назначения.

Камерную электропечь мод. SNOL 15/1300L для нагрева, обжига, прокалки и других видов термической обработки различных материалов. Печь имеет прочную и надежную керамическую камеру нагрева до 1300 °С. Печь нагревается с четырех сторон, обеспечивая быстрый и равномерный разогрев образца. Печь оснащена системой вытяжки для удаления выделяемых при нагреве паров, продуктов возгонки или сгорания. Высококачественные термоизоляционные материалы, минимизируя потери тепла, способствуют быстрому разогреву камеры и снижению энергопотребления. Корпус печи окрашен термоустойчивой порошковой краской. Микропроцессорный терморегулятор настроен на 4 программы (16 ступеней нагрева в каждой), может быть подключен к ПК. Мощность электропечи 6 кВт, питающее напряжение 380 В. Габаритные размеры: рабочей камеры 240×400×160 мм, вместимость 15 л; электропечи 600×800×600 мм. Такая печь применяется в химических, металлургических и пищевых лабораториях.

Муфельную электропечь мод. SNOL8.2/1100LZD с камерой из вакуумного волокна для нагрева, обжига, прокалки и других видов термической обработки керамики и иных

материалов. Температура в рабочей камере 50÷1100 °С. Печь нагревается с четырех сторон, обеспечивая быстрый и равномерный разогрев образца. Электропечь оснащена системой вытяжки и двумя керамическими подовыми плитами. Термоизоляционные материалы способствует быстрому разогреву камеры и снижению энергопотребления. Мощность электропечи 1,8 кВт, питающее напряжение 220 В. Габаритные размеры муфельной электропечи 440×650×540 мм, ее рабочей камеры 200×300×133 мм вместимостью 8,2 л.

Трубчатую электропечь мод. SNOL 0,2/1250LV. Такая печь универсальна для многих аналитических работ. Камера электропечи — сквозная керамическая труба с рабочей температурой 50÷125 °С. Высококачественные термоизоляционные материалы минимизируют потери тепла и способствуют быстрому разогреву рабочей камеры и снижению энергопотребления. Мощность электропечи 1,7 кВт, питающее напряжение 220 В. Размеры рабочей камеры: длина 100 мм, диаметр 25 мм. Габаритные размеры трубчатой электропечи 470×340×480 мм, масса 19 кг.

Шахтную универсальную электропечь мод. SNOL 10/900 для нагрева, обжига, прокалки и других видов термической обработки различных материалов, удобную для технологий, предусматривающих верхнюю загрузку и выгрузку изделий. Температура в керамической рабочей камере 50÷900 °С. Нагреватели в пазах керамических плит частично открыты. Печь нагревается с четырех сторон, обеспечивая быстрый и равномерный разогрев образца. Габаритные размеры рабочей камеры 150×150×450 мм, электропечи 860×750×800 мм. Ее мощность 4,5 кВт, питающее напряжение 220 В, масса 100 кг. Такая электропечь находит широкое применение в лабораториях различных отраслей промышленности.

Универсальный высокоточный сушильный шкаф мод. SNOL 420/300 LFN Ec нового поколения для проведения таких видов термических работ, как сушка, низкотемпературный отпуск, старение, термическое тестирование и т. п. Рабочая камера сушильного шкафа изготовлена из коррозионно-стойкой стали, рабочая температура 50÷300 °С. Принудительная конвекция воздуха (вентилятор) повышает эффективность сушки и ускоряет нагрев, обеспечивает равномерное распределение температуры и экономичность эксплуатации. Заслонка всасывания и впуска воздуха управляется вручную. Цифровая установка частоты вращения вентилятора 0÷100 % с шагом 10 % осуществляется контроллером. Сигнализация при работе шкафа — акустическая. Мощность шкафа 6 кВт, питающее напряжение 380 В. Габаритные размеры рабочей камеры 1000×500×840 мм, вместимость 420 л, всего сушильного шкафа 1195×866×1155 мм, масса 120 кг.

Шахтную низкотемпературную печь мод. SNOL 2250/500 FNSh для термических работ с металлами. Рабочая камера печи изготовлена из коррозионно-стойкой стали. Диапазон рабочих температур печи 50÷500 °С. Нагревательные элементы спирального типа на керамических трубках расположены на дне и боковых стенках камеры. В рабочей камере на шамотных плитах установлена реторта (1200×1200×1000 мм) из коррозионно-стойкой стали для размещения садки. Для перемешивания воздуха имеется вентилятор. В двери печи имеется отверстие диаметром 22 мм для установки термопары. Высококачественные термоизоляционные материалы, минимизируя потери тепла, способствуют быстрому разогреву рабочей камеры и снижению энергопотребления. Мощность печи 60 кВт, питающее напряжение 380 В. Габаритные размеры печи 2060×2700×2000 мм, рабочей камеры 1500×1500×1000 мм, вместимость 2250 л. Масса печи 2,8 т.

Электропечь мод. SNOL 100/1100MT для плавки алюминия. Материал рабочей камеры — огнеупорное волокно, рабочая температура 50÷1100 °С. Нагревательные элементы печи расположены в пазах рабочей камеры, благодаря чему нагрев осуществляется по всему диаметру. Загрузка алюминия осуществляется через верхнюю часть печи. Трубка для удаления алюминия расположена внизу камеры. Термоизоляционные материалы, минимизируя потери тепла, способствуют быстрому разогреву рабочей камеры и снижению энергопотребления. Мощность электропечи 30 кВт, питающее напряжение 380 В. Габаритные размеры электропечи: диаметр 1240 мм, высота 1400 мм, рабочей камеры: диаметр 600 мм, высота 700 мм, ее вместимость 100 л.

Шахтную электропечь мод. SNOL 40/1000 MSn для термической обработки металлических валов. Во избежание деформации металла при высокой температуре валы крепятся к крышке печи. Крышка поднимается вверх с помощью редуктора. Механизм поднятия крышки электропечи поворачивается под углом 180°. Рабочая камера изготовлена из керамики. Ее рабочая температура 50÷1000 °С. Садки загружаются с помощью редуктора. Шахтная печь изготовлена из термоизоляционных материалов, минимизирующих потери тепла и снижающих энергопотребление. Имеется терморегулятор. Мощность шахтной электропечи 15 кВт, питающее напряжение 380 В. Габаритные размеры электропечи 1620×1280×2152 мм, а ее рабочей камеры 200×200×1000 мм (вместимость 40 л). Масса электропечи 250 кг.

Несколько слов следует сказать о термоизоляционном материале. Например, *термоизоляционный материал марки КТМЗ* изготовляют методом вакуумного литья. Для приготовления гидромассы применяют муллитокремнеземнистую вату без поверхностно активных веществ, чтобы создать прочную, долговечную структуру, используя различные типы связующих. Наиболее широко применяемые экономичные связующие — это соли. Они просты в применении и стабильны при высоких температурах. Разработанная технология обеспечивает получение материала с отличными физико-химическими свойствами — высокой прочностью и низкой теплопроводностью. По сравнению с традиционной шамотной футеровкой термоизоляционные материалы КТМЗ обеспечивают: уменьшение толщины футеровки в 4—5 раз, массы футеровки в 8—10 раз, увеличение ресурса эксплуатации печей в 3—4 раза, снижение энергопотребления в печах непрерывного действия на 10—20 % и в печах периодического действия до 50 %, сокращение времени на разогрев и охлаждение футеровки в 5—6 раз.

ООО "ТИРИТ" (г. Москва) демонстрировало различные измерительные приборы, изготовленные в Германии. Приведем краткое описание одного прибора.

Тензиометр мод. SITE100 для удаления смазочных материалов с твердых поверхностей с помощью моющих средств. Прибор состоит из механической части с капилляром и электродвигателя с камерой. Диапазон измерения поверхностного натяжения 10^6÷50 мН/м при температуре 0÷100 °С. Габаритные размеры прибора 300×450×300 мм, масса 15 кг.

Выставку посетило большое число специалистов, были заключены взаимовыгодные деловые соглашения.

А. Н. ИВАНОВ, чл.-корр. АПК