

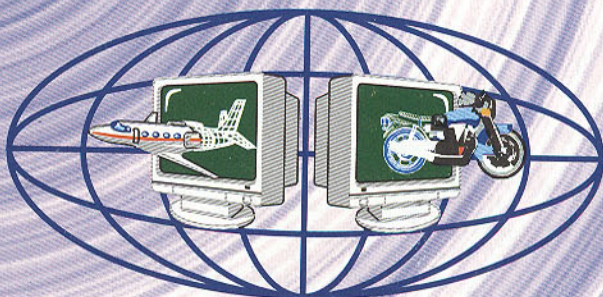


**ДОНЕЦКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 14



ДОНЕЦК - 2000

**ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 14

ДОНЕЦК - 2000

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 14. – 261 с.
ISBN 966-95622-4-4

В международном сборнике научных трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки и металлорежущего инструмента. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования. Освещены современные проблемы материаловедения в машиностроении.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из Украины, стран ближнего и дальнего зарубежья. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения. Посвящён 80-ти летнему юбилею основания Донецкого государственного технического университета.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минаев А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Калафатова Л.П. (секретарь, Украина), Богуславский В.А. (Украина), Бутенко В.И. (Россия), Войнаровский Ю. (Польша), Гавриш А.П. (Украина), Гусев В.В. (Украина), Данек Я. (Чехия), Зарубицкий Е.У. (Украина), Зиновьев Н.И. (Украина), Ищенко А.Л. (Украина), Каспер Р. (Германия), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Муравья Е.С. (Украина), Навка И.П. (Украина), Оливер Т. (Великобритания), Петраков Ю.В. (Украина), Седуш В.Я. (Украина), Сопилкин Г.В. (Россия), Струтинский В.Б. (Украина), Суслов А.Г. (Россия), Тернюк Н.Э. (Украина), Цокур В.П. (Украина), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого государственного технического университета (протокол № 5 от 30.06.2000 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (0622) 93-60-02, факс: (0622) 93-60-02
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
http://www.dgtu.donetsk.ua

ISBN 966-95622-4-4

© Донецкий государственный
технический университет, 2000 г.

ПРЕОБРАЗОВАНИЯ КООРДИНАТ ПРОФИЛЯ ИЗДЕЛИЯ

Браилов А.Ю. (ОГПУ, г. Одесса, Украина)

В проблеме исключения интерференции сопряженных криволинейных поверхностей изделия и инструмента необходимо решить задачу преобразования координат профиля изделия [1].

Криволинейный профиль поверхности изделия, как правило, задается в его осевом сечении в полярной системе координат. Проектирование исходной инструментальной поверхности, шаблона для ее контроля и решение обратной задачи определения профиля изделия по рассчитанному профилю инструмента осуществляют в декартовых прямоугольных системах координат [2]. Для определения величины интерференции сравнение заданного профиля изделия с рассчитанным при решении обратной задачи должно выполняться в одной и той же системе координат. Поэтому задача преобразования координат профиля изделия в соответствии с комплексом систем координат проблемы исключения интерференции сопряженных криволинейных поверхностей актуальна.

Пусть криволинейный профиль зуба, формируемого методом обкатки, задан в полярной системе $O\gamma$ координат (рис.1).

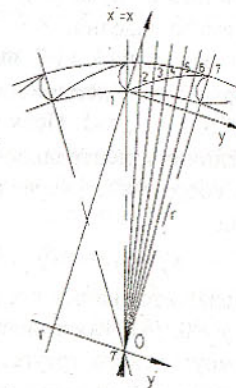


Рис. 1. Криволинейный профиль изделия

Каждая точка j профиля зуба задается величиной радиуса-вектора r_j и центральным углом $\delta\gamma_j$, причем $j=1, N$, где N — количество точек на про-

филе изделия. Точки на профиле расположены равномерно $\delta\gamma_j = \delta\gamma_{j-1} + \delta$, $\delta = \text{const}$, $j=2, N$.

Совместим первую точку профиля с началом 1 прямоугольной декартовой системы 1ху координат. Ось 1у проведем перпендикулярно радиусу-вектору r_N последней задаваемой точки профиля зуба. Ось 1х параллельна радиусу-вектору r_N .

Введем прямоугольную декартовую систему 1'х'у' таким образом, чтобы ось 1'х' совпадала с осью 1х, а ось 1'у' проходила через начало О полярной системы координат. Ось 1'у' перпендикулярна радиусу-вектору r_N последней задаваемой точки профиля зуба. Ось 1'х' параллельна радиусу-вектору r_N .

Для получения формул преобразования полярных координат профиля изделия в прямоугольные декартовы координаты, необходимо выразить величины x_j и y_j через величины радиусов-векторов r_j и центральных углов $\delta\gamma_j$, задаваемых конструктором на чертеже. Вид искомых выражений зависит от выбора начала системы отсчета величины центрального угла $\delta\gamma_j$, $j=1, N$. Возможны два варианта выбора: начало отсчета — радиус-вектор r_N или начало отсчета — радиус-вектор r_1 .

Пусть началом системы отсчета величины центрального угла является положение радиуса-вектора r_N последней задаваемой точки профиля изделия. Тогда величина центрального угла при переходе от последней точки к первой точке будет возрастать от нуля ($\delta\gamma_N=0$) до максимально возможной ($\delta\gamma_1=\delta\gamma_{\text{max}}$) для исследуемого изделия.

Из прямоугольного треугольника 11'7' видно, что длина отрезка 11' равна длине радиуса-вектора r_1 , умноженной на косинус угла $\delta\gamma_1$. Эта связь справедлива и для точек $j=2, 3, \dots, N-1$. Поскольку для рассматриваемого варианта начала отсчета величины центрального угла $\cos\delta\gamma_N=1$, то формулы для расчета декартовых координат x_j через полярные координаты точек профиля изделия имеют вид

$$x'_j = r_j \cdot \cos\delta\gamma_j, j=1, N. \quad (1)$$

Так как точка 1 располагается на оси 1'х', то ее декартовая координата y_1 равна нулю, то есть $y'_j=0$, $j=1$. Координата y'_N последней точки профиля определяется из прямоугольного треугольника 11'7' следующим образом $y'_N=r_1 \cdot \sin\delta\gamma_1$. Координаты y_j промежуточных точек определяются как разность между координатой последней точки профиля и длиной противоположного катета прямоугольного треугольника, соответствующего рассматриваемой промежуточной точки $y_j=y'_N-r_j \cdot \sin\delta\gamma_j$, $j=2, N$. Обобщая данные рассуждения, получим формулы для расчета декартовых координат через полярные координаты точек профиля изделия

$$y'_j = r_1 \cdot \sin\delta\gamma_1 - r_j \cdot \sin\delta\gamma_j, j=1, N. \quad (2)$$

Начало 1 координат системы 1ху смещено относительно начала 1' координат системы 1'х'у' на длину отрезка 11', то есть $r_1 \cdot \cos\delta\gamma_1$. Поэтому для рассматриваемого варианта начала отсчета величины центрального угла от радиуса-вектора последней точки профиля формулы преобразования координат профиля изделия из прямоугольной декартовой системы 1'х'у' в прямоугольную декартовую систему 1ху имеют вид

$$x_j = x'_j - r_1 \cdot \cos\delta\gamma_1, y_j = y'_j, j=1, N. \quad (3)$$

Подставляя выражения (1) и (2) в (3), получим формулы преобразования полярных координат профиля изделия в прямоугольные декартовы системы 1ху (вариант № 1)

$$\begin{aligned} x_j &= r_j \cdot \cos\delta\gamma_j - r_1 \cdot \cos\delta\gamma_1, j=1, N; \\ y_j &= r_1 \cdot \sin\delta\gamma_1 - r_j \cdot \sin\delta\gamma_j, j=1, N. \end{aligned} \quad (4)$$

Рассмотрим второй вариант начала отсчета величины центрального угла от радиуса-вектора r_1 первой точки профиля изделия. Величина центрального угла при переходе от первой точки к последней точке будет возрастать от нуля ($\delta\gamma_1=0$) до максимально возможной ($\delta\gamma_N=\delta\gamma_{\text{max}}$) для исследуемого изделия. Выполним рассуждения, аналогичные вышеуказанным.

Формулы для расчета декартовых координат x'_j и y'_j через полярные координаты точек профиля изделия примут вид

$$x'_j = r_j \cdot \cos(\delta\gamma_N - \delta\gamma_j), j=1, N; \quad (5)$$

$$y'_j = r_1 \cdot \sin\delta\gamma_N - r_j \cdot \sin(\delta\gamma_N - \delta\gamma_j), j=1, N. \quad (6)$$

Начало 1 координат системы 1ху смещено относительно начала 1' координат системы 1'х'у' на величину $r_1 \cdot \cos\delta\gamma_N$. Поэтому для рассматриваемого варианта начала отсчета величины центрального угла от радиуса-вектора первой точки профиля формулы преобразования координат профиля изделия из прямоугольной декартовой системы 1'х'у' в прямоугольную декартовую систему 1ху имеют вид

$$x_j = x'_j - r_1 \cdot \cos\delta\gamma_N, y_j = y'_j, j=1, N. \quad (7)$$

Подставляя выражения (5) и (6) в (7), получим формулы преобразования полярных координат профиля изделия в прямоугольные декартовы системы 1ху (вариант № 2)

$$\begin{aligned} x_j &= r_j \cdot \cos(\delta\gamma_N - \delta\gamma_j) - r_1 \cdot \cos\delta\gamma_N, j=1, N; \\ y_j &= r_1 \cdot \sin\delta\gamma_N - r_j \cdot \sin(\delta\gamma_N - \delta\gamma_j), j=1, N. \end{aligned} \quad (8)$$

Для решения проблемы исключения интерференции сопряженных криволинейных поверхностей изделия и инструмента систему 1ху необходимо повернуть на угол λ до совмещения оси 1х с вектором r_1 и перенести ее начало в точку О прямоугольной декартовой системы OXYZ. В базовой

неподвижной системе OXYZ координат определяется уравнение поверхности зацепления изделия и инструмента. Формулы преобразования координат из системы $1x$ в систему OXYZ имеют вид

$$X_j = x_j \cdot \cos \lambda - y_j \cdot \sin \lambda + r_1, j = 1, N; \quad (9)$$

$$Y_j = x_j \cdot \sin \lambda + y_j \cdot \cos \lambda, j = 1, N.$$

Угол λ определяется в зависимости от варианта выбора начала отсчета центрального угла в полярной системе координат. Для первого варианта

$$\lambda = \delta\gamma_1, \quad (10)$$

для второго варианта

$$\lambda = \delta\gamma_N. \quad (11)$$

Подставляя выражения (10) и (4) в (9), а также (11) и (8) в (9), можно получить формулы для преобразования полярных координат профиля изделия в декартовы координаты базовой неподвижной системы OXYZ, ось Z которой совпадает с осью изделия. Выполнив необходимые тригонометрические преобразования, получим формулы для первого варианта

$$X_j = r_j \cdot \cos(\delta\gamma_j - \delta\gamma_1), j = 1, N; \quad (12)$$

$$Y_j = r_j \cdot \sin(\delta\gamma_1 - \delta\gamma_j), j = 1, N;$$

и для второго варианта

$$X_j = r_j \cdot \cos \delta\gamma_j, j = 1, N; \quad (13)$$

$$Y_j = r_j \cdot \sin \delta\gamma_j, j = 1, N.$$

Пусть исследуемое зубчатое колесо имеет двадцать один винтовой зуб с криволинейным профилем в осевом сечении. Тогда величина центрального угла, соответствующего одному зубу равна $17,143^\circ$. На профиле зуба равномерно располагаются семь точек. Величина центрального угла между двумя точками будет равна $2,857^\circ$.

В полярной системе координат точки 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 профиля зуба можно задать величиной радиуса-вектора и соответствующим центральным углом (табл.). Началом отсчета величины центрального угла считается положение радиуса-вектора последней точки 7. Тогда, используя формулы (4), можно осуществить преобразования полярных координат профиля зуба в прямоугольные декартовы координаты (см. таблицу 1).

Таблица 1 - Полярные и декартовы координаты профиля изделия

j	1	2	3	4	5	6	7
r_j , мм	20,00	20,48	20,98	21,35	21,7	22,00	22,25
$\delta\gamma_j$, гр.	17,142	14,285	11,428	8,571	5,714	2,857	0,000
y_j , мм	0,000	0,841	1,738	2,713	3,734	4,798	5,895
x_j , мм	0,000	0,735	1,453	2,000	2,481	2,861	3,139

Полученные соотношения (4), (8), (9), (12), (13) позволяют эффективно осуществлять преобразования координат профиля изделия с учетом формы профиля и особенностей решения проблемы исключения интерференции изделия и инструмента.

Список литературы: 1. Браилов А.Ю. Итерационный подход к решению задачи исключения интерференции сопряженных криволинейных поверхностей //Тр. Украинской академии экономической кибернетики. — Киев-Одесса: ИСЦ, 1999. — Вып. 2. — С. 16—20. 2. Браилов А.Ю. Исключение интерференции сопряженных криволинейных поверхностей //Тр. Одес. политехн. ун-та. — Одесса, 2000. — Вып. 1 (10). — С. 60—64.

ВЫБОР ГЕОМЕТРИИ ТОРЦОВОГО ЭЛАСТИЧНОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА

Михайлов А.Н., Байков А.В., Дейкун С.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Influence of geometrical parameters of the elastic grinding tool on value and irregularity of material removal at processing of flat surfaces is investigated. Guidelines at the choice of tool geometrical parameters are proposed.

При обработке плоских поверхностей алмазно-абразивным инструментом наиболее производительной является схема торцового шлифования. Данная схема применяется, в частности, при обработке облицовочных плит из природного камня [1,2]. На финишных этапах обработки, характеризующихся применением шлифовального инструмента на эластичной полимерной связке, эффективность процесса определяется не только производительностью обработки, но и равномерностью удаления материала [3].

На производительность и равномерность съема материала, помимо режимов резания и других технологических факторов, существенное влияние оказывает геометрия торцового шлифовального инструмента, а именно: наружный диаметр, диаметр отверстия и коэффициент заполнения алмазоносного слоя [4]. Рассмотрим влияние каждого из параметров геометрии инструмента на величину и неравномерность съема материала. Расчет проводим по ранее полученным формулам [3].

Для инструмента со сплошным алмазоносным слоем без центрального отверстия при увеличении наружного диаметра среднее значение величины съема также увеличивается (рис.1). При этом изменение величины съема происходит не линейно. Это объясняется тем, что величина съема обусловлена площадью алмазоносного слоя, которая изменяется при уве-

личении диаметра по параболической зависимости.

Коэффициент неравномерности съема материала, характеризуемый отношением максимальной величины съема к величине съема в точке, лежащей на траектории центра инструмента, при изменении наружного диаметра инструмента не изменяется.

Таким образом, с целью достижения максимальной производительности обработки необходимо применять инструмент возможно большего диаметра. Однако, следует отметить, что на величину наружного диаметра накладывают ограничения эксплуатационные показатели обработки: мощность привода, жесткость шпинделя и др.

Диаметр отверстия шлифовального круга уменьшает площадь алмазоносного слоя. Кроме того, он оказывает влияние и на время контакта инструмента с обрабатываемым материалом в зоне, соответствующей трассе данного отверстия. Поэтому с увеличением диаметра отверстия величина съема монотонно падает для шлифовальных кругов всех рассматриваемых диаметров. Графически данная зависимость представлена на рис. 2. При переходе в относительную систему координат все полученные кривые сли-

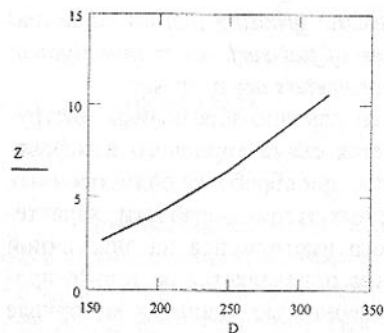


Рис.1. Зависимость величины съема от диаметра инструмента.

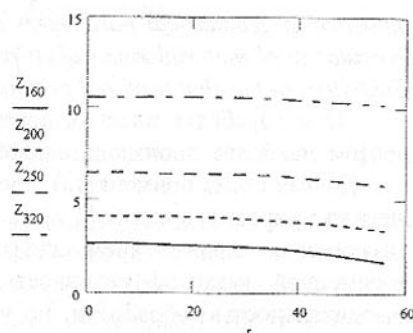


Рис.2. Зависимость величины съема от диаметра отверстия

ваются в одну, которая представлена на рис.3. Данная кривая аппроксимируется кубической параболой вида:

$$\varepsilon = 0.999996 - 0.00759\mu^2 - 0.9929\mu^3.$$

где ε - отношение величины съема материала инструментом с данным диаметром отверстия к величине съема инструментом без отверстия;

μ - отношение диаметра отверстия d к наружному диаметру инструмента D .

При увеличении диаметра внутреннего отверстия одновременно с уменьшением величины съема растет коэффициент неравномерности съема

ма (рис.4). В относительных координатах изменение коэффициента неравномерности для инструмента с различным значением диаметра отверстия также сливается в одну кривую, которая представлена на рис. 4.

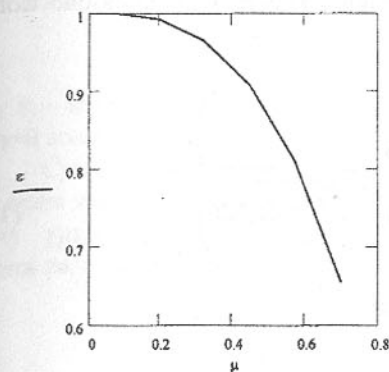


Рис.3. Зависимость величины съема от диаметра отверстия в относительных единицах

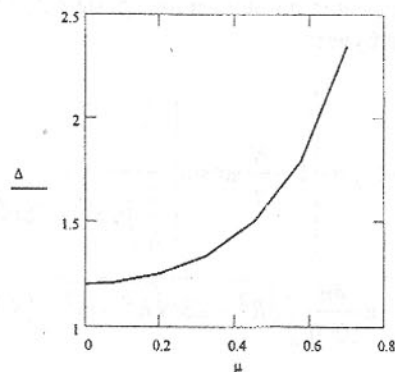


Рис.4. Зависимость коэффициента неравномерности от диаметра отверстия в относительных единицах

Анализируя полученные результаты, можно отметить, что исходя из условий обеспечения максимально возможной производительности обработки и минимальной неравномерности съема материала, целесообразно ограничить диаметр внутреннего отверстия инструмента величиной. При превышении указанного соотношения съем материала резко уменьшается, а неравномерность съема также резко начинает возрастать.

Наибольшие возможности воздействия на показатели обработки предоставляет варьирование значением и распределением коэффициента заполнения алмазоносного слоя инструмента. Расчеты, выполненные на основании формул [3], показывают, что величина съема материала прямо пропорционально зависит от коэффициента заполнения. То есть, с целью обеспечения максимальной производительности обработки необходимо выбирать инструмент со сплошным алмазоносным слоем. Однако, в отличие от теоретических расчетов, в реальных условиях такой инструмент показывает низкую работоспособность. Это обусловлено неблагоприятными условиями для циркуляции смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) между поверхностью круга и обрабатываемым материалом, что приводит к недостаточно эффективному удалению шлама из зоны резания и «зависанию» инструмента над обрабатываемой поверхностью. С целью обеспечения возможности циркуляции СОЖ в межзеренном пространстве и сохранения достаточно высокой производительности обработки можно использовать торцовые шлифовальные круги с вырезами в виде радиальных лу-

чей. Варьируя ширину выреза можно изменять коэффициент заполнения, следовательно, и производительность обработки.

Формула для расчета величины съема материала в зависимости от расстояния до центра инструмента для данной конструкции алмазосносного слоя будет:

$$Z = C_m p \cdot \left[1 - \frac{N}{\pi} \arcsin \left(\frac{b}{\frac{2}{t_1} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2St\sqrt{R^2 - m^2} + (St)^2} dt} \right) \right] \times \frac{4n}{1000} \int_0^{t_1} \sqrt{R^2 - 2St\sqrt{R^2 - m^2} + (St)^2} dt \quad (1)$$

где z - линейный съем в данной точке поверхности детали;

C_m - постоянная, характеризующая конкретные условия обработки (зернистость и твердость инструмента, свойства обрабатываемого материала и т.д.), МПа⁻¹;

p - удельное давление в зоне резания, МПа;

N - количество вырезов;

b - ширина выреза;

R - наружный радиус инструмента;

n - частота вращения инструмента;

S - величина подачи;

m - расстояние до центра инструмента;

t - время контакта элементарной площадки с поверхностью инструмента.

Расчет, выполненный для случая обработки эластичным шлифовальным инструментом с размерами, соответствующими размерам алмазной головки АГП 320 конструкции ИСМ НАНУ: $R=160$ мм, $r=56$ мм с шириной выреза $b=20$ мм показал, что форма кривой (рис.5) аналогична зависимости, полученной для сплошного инструмента. При этом средняя величина съема составляет 0,8 от значения для инструмента для сплошным алмазосносным слоем, а коэффициенты неравномерности практически одинаковы.

Выпуклый характер кривой в диапазоне от радиуса отверстия до наружного радиуса инструмента позволяет предположить, что изменяя распределение коэффициента заполнения вдоль радиуса инструмента соответствующим образом, можно достичь равномерность съема на данном участке. Для определения характера распределения коэффициента заполнения поверхность шлифовального круга разбиваем на элементарные кольцевые зоны. В процессе шлифования алмазосносный слой каждой зоны опреде-

ленное время контактирует с элементарной площадкой обрабатываемого материала. Величина материала, удаляемого с данной площадки элементарной кольцевой зоной, будет:

$$\partial Z_i = C_m p k_j \bar{V} \partial t \quad (2)$$

где k_j - коэффициент заполнения алмазосносного слоя элементарной кольцевой зоны.

Суммируя величину съема по всем кольцевым зонам инструмента и по всем элементарным площадкам обрабатываемой детали, получим систему уравнений, описывающих изменение величины съема материала вдоль радиуса инструмента:

$$\begin{aligned} Z_1 &= C_m p \int k_j \bar{V} \partial t \\ Z_2 &= C_m p \int k_j \bar{V} \partial t \\ &\dots\dots\dots \\ Z_m &= C_m p \int k_j \bar{V} \partial t \end{aligned} \quad (3)$$

При конечной ширине кольцевой зоны инструмента система уравнений (3), с учетом выражения, определяющего величину съема на элементарной площадке [3], будет иметь вид:

$$\begin{aligned} Z_1 &= C_m p \sum_{j=1}^q k_j \frac{4\pi n}{1000} \int_{t_{ij}}^{t_{ij+1}} \sqrt{R^2 - 2St\sqrt{R^2 - m^2} + (St)^2} \partial t \\ Z_2 &= C_m p \sum_{j=1}^q k_j \frac{4\pi n}{1000} \int_{t_{ij}}^{t_{ij+1}} \sqrt{R^2 - 2St\sqrt{R^2 - m^2} + (St)^2} \partial t \\ &\dots\dots\dots \\ Z_l &= C_m p \sum_{j=1}^q k_j \frac{4\pi n}{1000} \int_{t_{ij}}^{t_{ij+1}} \sqrt{R^2 - 2St\sqrt{R^2 - m^2} + (St)^2} \partial t \end{aligned} \quad (4)$$

где q - количество элементарных кольцевых зон;

t_{ij} , t_{ij+1} - время начала и завершения взаимодействия i -ой элементарной площадки обрабатываемого материала с j -ой кольцевой зоной инструмента.

Задавая значения съема материала в каждой линейной зоне перпендикулярно направлению подачи инструмента, получим систему линейных уравнений относительно коэффициентов заполнения k_j . Для определенно-

сти системы количество рассматриваемых элементарных площадок должно быть равно количеству элементарных кольцевых зон.

Расчет коэффициентов заполнения по формуле (4) был проведен численным методом для торцового шлифовального круга вышеуказанных геометрических размеров. Изменение коэффициента заполнения вдоль радиуса инструмента представлено на рис. 5, а изменение величины съема материала на рис. 6.

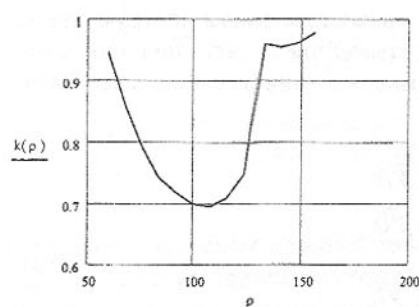


Рис.5. Зависимость коэффициента заполнения от радиуса инструмента

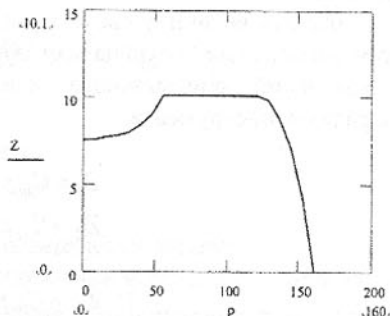


Рис.6. Зависимость величины съема от радиуса инструмента

Предложенная методика позволяет получить высокое значение равномерности съема на участке трассирования от радиуса отверстия до зоны перекрытия полос обработки [3], но характеризуется сложностью и трудоемкостью расчетов, а также сложной конфигурацией выреза.

Зная общую тенденцию изменения коэффициента заполнения вдоль радиуса инструмента, форму выреза, компенсирующего неравномерность съема материала, можно моделировать ломанными прямыми линиями. Простейший вариант такого моделирования – вырез в виде лепестка (рис.7). Варьируя величину максимальной ширины выреза f и его координату h можно получить распределение съема материала вдоль радиуса инструмента с требуемым значением неравномерности.

Коэффициент заполнения для данной конструкции инструмента будет:

$$k = 1 - \frac{n}{\pi} \arcsin \left[\frac{(\rho - r_0)f}{2h\rho} \right] \quad \text{при } r_0 < \rho \leq r_0 + h$$

$$k = 1 - \frac{n}{\pi} \arcsin \left[\frac{(R - \rho)f}{(R - h - r_0)2\rho} \right] \quad \text{при } r_0 + h < \rho \leq R$$

Подставив данное выражение коэффициента заполнения в выражение расчета величины съема [3], получим систему уравнений, позволяющих определить распределение съема для инструмента данной конструкции. Графически результаты расчета для шлифовального круга с параметрами компенсационного выреза $f=35$ мм и $h=56$ мм представлены на рисунке 8.

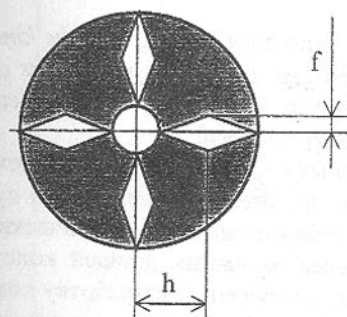


Рис.7. Шлифовальный круг с компенсационными вырезами

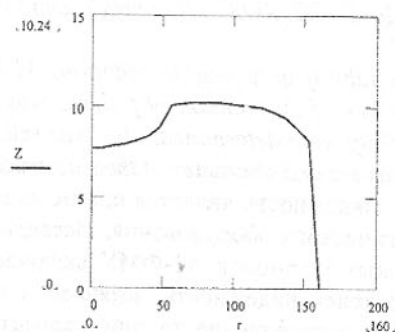


Рис. 8. Зависимость съема от радиуса инструмента

Анализ полученных результатов показывает, что при данной геометрии выреза неравномерность съема на участке 56 – 120 мм в 3 раза меньше, чем при шлифовании инструментом с прямыми радиальными вырезами при практически одинаковой величине съема.

Полученные зависимости выходных показателей обработки от геометрии торцового шлифовального инструмента позволяют назначать геометрические параметры шлифовальных кругов: наружный диаметр, диаметр отверстия и закон изменения коэффициента заполнения алмазосносного слоя, обеспечивающих требуемую производительность обработки и равномерность съема материала.

Список литературы: 1. Сычев Ю.И., Берлин Ю.Я. Шлифовально-полировальные и фрезерные работы по камню. – М.: Стройиздат, 1985. – 312 с. 2. Добыча и обработка природного камня: Справочник / Под общ. ред. А.Г. Смирнова. – М.: Недра, 1990. – 445 с. 3. Михайлов А.Н., Байков А.В., Ковалев М.С. Формообразование плоской поверхности при обработке эластичным шлифовальным инструментом / Прогрессивные техно-

логии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. – Донецк: – ДонГТУ, 2000. Вып. 10.- с.137-143. 4. Финишная алмазно-абразивная обработка неметаллических деталей / Рогов В.В. – К.: Наук. Думка, 1985. – 264 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ И ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ УСТАНОВОК ДЛЯ СУШКИ МЕЛАНЖА А1-ФМУ

Сукманов В.А., Хомичук В.А.

(ДонГУЭТ, АОЗТ «Донецкий завод «Продмаш», г. Донецк, Украина)

The reliability of drying installations А1-ФМУ have been investigated, the kind of the law of distribution of failures was established, the actual parameters of reliability were determined, the least reliable details of a design were revealed, the reasons and character of their destruction were obtained.

Надежность является одним из основных показателей качества технологического оборудования. Исследование фактической надежности сушильных установок А1-ФМУ включает в себя определение фактических показателей надежности, выявление наименее надежных деталей конструкции, установление причин и характера их разрушения, разработку комплекса мероприятий для повышения показателей безотказности и ремонтотпригодности [1].

Методика оценки безотказности и ремонтотпригодности по результатам эксплуатационных наблюдений включала: сбор данных об отказах, установление вида закона распределения отказов, оценку соответствия теоретического и эмпирического законов распределения отказов, определение параметров закона и оценку надежности исследуемых установок.

При исследовании безотказности оборудования принят план испытаний [NMT]. При исследовании ремонтотпригодности – план [NUN] [2].

Эксплуатационные наблюдения проводились в течение 5 лет. Под наблюдение было поставлено 25 установок, эксплуатирующихся на предприятиях системы Птицепрома.

Закон распределения времени работы изделия до отказа, выраженный в дифференциальной форме в виде плотности вероятности $f(x)$, является полной характеристикой надежности изделия. Поэтому нашей основной задачей являлось выявление и математическое описание такого закона распределения $f(t)$, который отражал бы с высокой степенью достоверности объективную действительность.

Анализ имеющейся информации, сведения об аналогах и опытные данные позволили нам предположить, что плотность вероятности безотказной работы установок А1-ФМУ может быть описана законом Вейбулла.

Данные об отказах систематизировали в виде вариационного ряда. На рисунке 1 изображена гистограмма распределения, построенная по данным $f^*(t)$ для каждого интервала Δt .

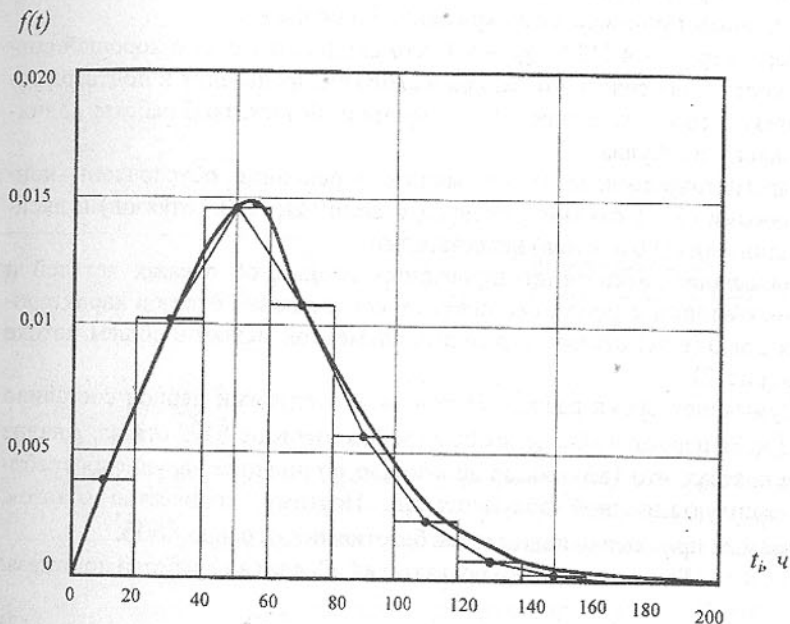


Рис.1. Гистограмма и теоретическая функция распределения времени безотказной работы.

$$f(t) = \frac{b}{a} \left(\frac{t}{a} \right)^{b-1} \exp \left[- \left(\frac{t}{a} \right)^b \right] \quad (1)$$

Параметры $\hat{a}$ и $\hat{b}$ получаем методом последовательных приближений решения уравнения относительно $\hat{b}$, для чего была написана программа "Veybull", в которой для последовательного приближения при поиске коэффициента $\hat{b}_k$ использован итерационный цикл.

В результате расчета искомая функция представлена в виде:

$$f(t) = 0,035 \left(\frac{t}{62,8} \right)^{1,2} \exp \left[- \left(\frac{t}{62,8} \right)^{2,2} \right] \quad (2)$$

Проверку согласия распределения времени безотказной работы, полученного по результатам наблюдений с предполагаемым теоретическим распределением производили их критерию Пирсона χ^2 .

Параметр $\chi^2 = 4,7122 < \chi_0^2 = 9,1$, что свидетельствует о хорошей согласованности теоретического эмпирического распределения и подтверждает гипотезу о том, что распределение времени безотказной работы подчиняется закону Вейбулла.

Зарегистрированные отказы машин в основном обусловлены конструктивными (7371 отказов), производственными (1235 отказов) и эксплуатационными (186 отказов) недостатками.

На основании систематизированных данных об отказах деталей и сборочных единиц строили гистограмму соотношения отказов характеризующих долю (в %) отказов отдельных элементов машин в общем потоке отказов (рис. 2).

Суммарное время работы машин за исследуемый период составило 440625 ч. За период наблюдения было зафиксировано 8792 отказа. Анализ отказов показал, что 186 отказов произошло по причине нарушения требований эксплуатационной документации. Поэтому, количество отказов, учитываемых при оценке показателей безотказности равно 8606.

Точечные оценки показателей. Средняя наработка до отказа:

$$\hat{T}_{cp} = \hat{a} \Gamma \left(1 + \frac{1}{\hat{b}} \right) = 62,8 \quad \Gamma \left(1 + \frac{1}{2,2} \right) = 55,6 \quad (3)$$

где функция $\Gamma (*)$ определяется по таблицам [2].

Гамма - процентная наработка до отказа

$$\hat{T}_\gamma = \hat{a} \left(-\ln \frac{\gamma}{100} \right)^{\frac{1}{\hat{b}}} = 62,8 \left(-\ln \frac{90}{100} \right)^{\frac{1}{2,2}} = 22,81 \quad (4)$$

где $\gamma/100$ – регламентированная вероятность.

Вероятность безотказной работы за наработку t

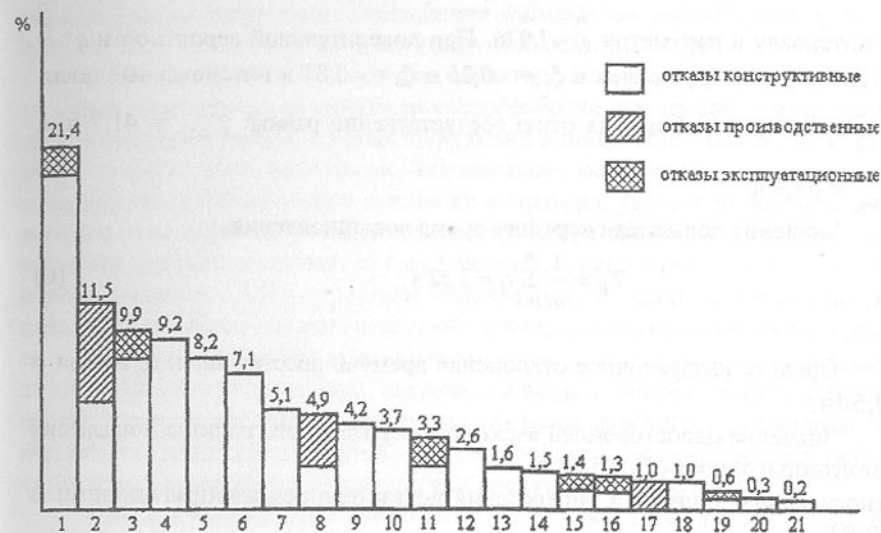


Рис.2. Соотношение отказов узлов и деталей установки для сушки меланжа марки А1-ФМУ

1-форсунка; 2-газораспределительное решето; 3-отсасывающий вентилятор; 4-паровые калориферы; 5-воздуходувка; 6-перекачивающий насос; 7-верхние воздухопроводы; 8-вибратор; 9-отбойная сетка; 10-рессоры вибратора; 11-мембрана; 12-сальники насоса-дозатора; 13-гранулы инертного материала; 14-шланги продуктопроводов; 15-НВА и КИП; 16-паровой клапан; 17-крепление продуктопроводов; 18-кронштейн крепления бачка; 19-смотровые стекла; 20-фильтр для продукта; 21-охлаждающая рубашка продуктового бачка.

$$\hat{p}(t) = \exp \left[- \left(\frac{t}{\hat{a}} \right)^{\hat{b}} \right] = \exp \left[- \left(\frac{t}{62,8} \right)^{2,2} \right] \quad (5)$$

Интервальные оценки показателя “наработка на отказ”:

- нижняя доверительная граница: $\hat{T}_{cp*} = \hat{T}_{cp} (1 - \xi_n) = 33,9$ ч

- верхняя доверительная граница: $\hat{T}_{cp*} = \hat{T}_{cp} (1 + \xi_n) = 94,5$ ч

где $\xi_n = -0,39$ и $\xi_n = 0,70$ определяются по графикам [2], для доверительной вероятности $q^* = 0,9$, соответствующей двустороннему доверительному

му интервалу и параметру $\hat{g} = 1,076$. При доверительной вероятности $q^* = 0,8$ значения коэффициентов $\xi_n = -0,25$ и $\xi_s = -0,85$ и интервальные оценки показателя наработка на отказ соответственно равны: $\hat{T}_{cp_n} = 41,7$ ч, и $\hat{T}_{cp_s} = 63,9$ ч.

Значение показателя «среднее время восстановления»:

$$T_B = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^n t_i = 3,32 \text{ ч} \quad (6)$$

Среднее квадратичное отклонение времени восстановления отказа $\sigma = 0,54$ ч.

Значение односторонней верхней доверительной границы показателя ремонтпригодности $T_s = 3,33$ ч.

Относительная ошибка в определении показателя ремонтпригодности: $\sigma = 0,01$.

Коэффициент вариации: $= 0,16 < v = 0,3$.

Коэффициент готовности: $K_T = \frac{T_O}{T_O + T_B} = 0,94$

Коэффициент технического использования $K_{Т.И} = 0,938$.

Результаты исследований позволили разработать и внедрить комплекс мероприятий по повышению надежности установок А1-ФМУ, что привело к повышению наработки оборудования на отказ на 30 %, повышению его ремонтпригодности и улучшению условий работы операторов установок.

Список литературы: 1. Проников А.С. Надежность машин.- М. Машиностроение, 1978. – 591с. 2. ДСТУ 3004-95 «Надійність техніки. Методи оцінки показників надійності за експериментальними даними».

НАДЕЖНОСТЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ МЕХАНООБРАБОТКИ В СВЯЗИ С ВОЗДЕЙСТВИЕМ СТРЕССОГЕННЫХ ФАКТОРОВ НА ОПЕРАТОРА

Хагет Л.Г., Карпунин Г.Н., Гусак Е.Б. (СПИИ, г. Славянск, Украина)

Technological modules of metal cutting are considered as complex man-machine systems. Technological system reliability strongly depended of psycho-

physiological operator state. Stress-factors influence on technological systems operators state was researched in laboratory and industrial conditions.

Повышение роли человеческого фактора в современном производстве требует рассмотрения модуля механообработки как человеко-машинной системы. Доля модулей, функционирующих в полностью "безлюдном" режиме, остается пока небольшой. Значительное место в структуре отказов токарных модулей занимают отказы их оператора, узлов и подсистем, вызванные повреждающим воздействием стружки, а также вынужденные незапланированные остановки для ее удаления. Основные виды отказов токарных модулей с ЧПУ и ручным управлением, вызванные воздействием стружки, установили путём моментных и непрерывных наблюдений, опроса станочников, изучения документации о ремонте станков и несчастных случаях. Надежность системы, связанная с воздействием стружки, определяется, с одной стороны, интенсивностью механического и термического воздействия стружки, а с другой - его устойчивостью к этому воздействию, которая резко снижается в присутствии оператора на рабочем месте.

Важным показателем надёжности системы является доля времени на уборку стружки, очистку пазов и отверстий, настройку технологической системы и другие действия, связанные со стружкой. Часть таких действий станочник выполняет во время резания, что усиливает психологическое напряжение ввиду необходимости распределения внимания и работы в непосредственной близости от быстровращающихся деталей. Большую часть таких действий выполняют вне резания перед заменой детали, режущей пластины или резца, что увеличивает вспомогательное время и снижает производительность. При этом значительное снижение надежности системы связано с большим рассеиванием трудоемкости удаления стружки, вплоть до разборки, очистки и сборки приспособления. Иногда для удаления стружки необходимо специально остановить процесс резания. Такой отказ модуля необходимо рассматривать наряду с износом или поломкой режущей пластины.

Среди отказов технологической системы выделяли неустранимые (на рабочем месте без учета длительного лечения) и устранимые, необратимые и самоустраняющиеся (перемежающиеся). Последние ранее учитывали применительно к электронным элементам, а в механических системах не рассматривали [1]. В зависимости от условий резания ряд отказов могут не требовать немедленной остановки процесса резания, т.е. выступать как "неполные отказы" [2] или "предотказы" [3], использоваться в качестве диагностических признаков состояния системы

Неблагоприятная стружка вызывает повышение как физиологической, так и, особенно, психологической напряженности труда станочника. Наличие второго рабочего ("подручного") на тяжелых станках вызывается

в значительной мере необходимостью выполнения работ, связанных с неблагоприятной стружкой. Зачастую именно опасная стружка является основным фактором психологического напряжения рабочего. Это вызывается состоянием ожидания поломки инструмента, брака детали, аварии станка и, особенно, травмы, вызванной стружкой. В ряде случаев психологический дискомфорт в результате ощущения опасности так велик, что вынуждает останавливать процесс обработки и менять режущий инструмент или режимы резания для обеспечения формирования удовлетворительной стружки.

Утомление станочника все больше приобретает характер не физического, а психофизиологического. Главным фактором утомления оператора станка с ЧПУ становится наблюдение за процессом резания, связанное с ожиданием опасности, в первую очередь, от стружки. Около половины травм и несчастных случаев в машиностроении связано со стружкой: от мелких порезов и ожогов пальцев до полной потери зрения, обширных тяжелых ожогов при воспламенении стружки на станке и травм с летальным исходом при захвате станочника стружкой и ударе о станок или заготовку. Стружка поражает оператора при полете, наматываясь на органы управления станком, накапливаясь на рабочем месте, захватывая его за волосы, руки, ноги, одежду. Весьма опасна горячая шпагообразная или путаная стружка большого сечения, с высокой скоростью движущаяся вверх или на оператора. При обработке ряда материалов стружка может возгораться, взрываться, выделять ядовитые оксиды. При обработке сплавов титана не разрешается окисление (пережог) стружки, что также повышает степень напряженности оператора. Скапливаясь в зоне резания, стружка ухудшает условия наблюдения за процессом резания, качеством обработанной поверхности и состоянием инструмента.

Если зона резания станка закрыта непрозрачным (металлическим) кожухом, то наблюдается лишь небольшое увеличение фоновой напряженности рабочего за счет повышения неопределенности ситуации, энтропии управляемой им технологической системы. Если зона резания станка закрыта прозрачным (стеклянным) кожухом, фоновая напряженность не возрастает, а оперативная - увеличивается в связи с добавлением к содержанию информационного потока сигналов о параметрах стружки. При открытой зоне резания станка и нахождении рабочего в стружкоопасной зоне существенно повышается как фоновая, так и оперативная напряженность, что вызывает интенсификацию процессов утомления, смену общего положительного эмоционального фона на отрицательный, снижение производительности труда, повышение вероятности ошибок управления, пропуска диагностических сигналов, увеличении доли брака.

С повышением квалификации оператора физические нагрузки опти-

мизируются, объем физической работы минимизируется, чего нельзя сказать о психофизиологической нагрузке. Так, в частности, повышается степень совмещения приемов уборки стружки с основным временем, что повышает производительность, но приводит к увеличению оперативной психофизиологической напряженности за счет сложения интенсивностей информационных потоков от активной зоны резания и убираемой стружки, а также фоновой напряженности за счет приближения к стружкоопасной зоне. Время, затрачиваемое на манипуляции со стружкой, по данным проведенного наблюдения за 10 рабочими местами, типичными для станкостроения, колеблется от 3 до 10 % рабочего времени, в среднем, 5,6 %, а доля совмещения этого времени с оперативным - от 12 до 55 %, в среднем, 21 %.

Основным фактором утомления операторов становится не физическая нагрузка, а нервная напряженность, связанная с истощением возможностей организма в результате нейрофизиологических конфликтов. Темп поступления сигналов - основной параметр деятельности оператора, определяющий плотность потока информации, уровень психофизиологической напряженности и надежность системы. Надежность зависит также от временной неопределенности сигналов и их вероятностных характеристик [4].

Вероятностная структура информационных сигналов от стружки усиливает психологическую напряженность вследствие наличия сигналов как с высокой вероятностью (изменение радиуса кривизны), так и с весьма малой (пакетирование стружки, свечение стружки), что повышает общую плотность информационного потока.

Установлена структура информационного потока, воспринимаемого оператором токарного модуля, включающая потоки информации, воспринимаемые зрительным, слуховым, тактильным и кинестетическим анализаторами. Источниками информации (объектами наблюдения оператора) были стружка, деталь, узлы станка, приборы станка, струя смазывающе-охлаждающей жидкости.

Доли рабочего времени, затрачиваемого на те или иные действия станочника, испытывают большое рассеивание, а также сильную зависимость от типа станка, размера, формы и требуемого качества детали, квалификации рабочего. Тем более сложно установить распределение его внимания на сигналы от различных объектов и анализаторов. В этих условиях значительно большей устойчивостью обладает ранговая статистика [5]. На основании этого объекты наблюдения ранжировали согласно мощности генерируемых ими информационных потоков, причем эти ранги оказались различными в процессе резания и вне резания. Результаты ранжирования источников оперативной информации станочников оказались достаточно устойчивы относительно предприятия, модели станка и но-

менклатуры обрабатываемых деталей.

Ведущую роль в создании оперативной напряженности станочника играют его действия во время резания, так как они протекают в условиях жестких временных ограничений и повышенной опасности. Плотность информационных потоков от различных источников экспоненциально убывает с увеличением ранга, так что 80-90 % информации приходится на 3-4 основных источника. Стружка как источник информации о состоянии технологической системы занимает 1 и 4 места при резании и 3 место в перерывах.

Наибольшей размерностью обладает поток информации от стружки: опытный оператор фиксирует 3-5 параметров стружки в процессе ее движения и 4-7 параметров стружки в статике. Кроме того, поток информации о стружке включает наиболее высокочастотные составляющие: её состояние меняется быстрее, чем детали, инструмента и станка. Таким образом, при точении основной поток информации, определяющий уровень психологической напряженности оператора, генерируется стружкой, а психофизиологическая напряженность оператора в значительной степени связана с параметрами образующейся стружки.

Для подтверждения результатов эксплуатационных наблюдений и экспертного оценивания, провели лабораторные исследования влияния параметров стружки и обусловленных ею условий труда на показатели психофизиологического состояния оператора. Фиксировали частоту пульса, которая является комплексным показателем физиологической и психологической напряженности оператора, на запястье регистрировали кожно-гальванический рефлекс, оценивающий психологическую напряженность, проводили плантографию, служащую для оценки генерализованного напряжения мышц, на которое в нашем случае влияли, в основном, психологические факторы. Использовали также известную методику САН, оценивающую три компонента состояния: самочувствие, активность, настроение.

Измерения проводили перед началом работы на рабочем месте, после установки заготовки и инструмента, при работе быстрорежущим инструментом на низкой скорости с удовлетворительной стружкой, при работе твердосплавным инструментом (на высоких скоростях) с удовлетворительной (винтообразной) и неудовлетворительной (путаной) стружкой. Таким образом, дифференцировано выделили влияние факторов, определяющих состояние оператора: физическая нагрузка (при установке и закреплении заготовки), наблюдение за процессом резания, высокие скорости вращения заготовки и приспособления (патрона) при работе твердосплавным инструментом и, наконец, неудовлетворительная стружка.

Показано явное преобладание влияния опасной стружки среди фак-

торов, определяющих состояние станочника. Подтверждена доминанта психических факторов над физиологическими: после физических нагрузок, связанных с подъёмом, установкой и закреплением заготовки, отмечено лишь небольшое изменение КГР, а субъективное ощущение состояния даже улучшилось. Наблюдение за процессом резания также внесло малый вклад в напряженность оператора: отмечено незначительное учащение пульса, изменение результатов плантографии на обеих ногах. Этот фактор ощутимо влияет только в особых условиях: обработка на тяжелых станках, чистовая обработка на пределе точности станка, нарезание резьб резцом без ЧПУ.

Повышение скорости резания при переходе от быстрорежущего к твердосплавному инструменту существенно ухудшило как объективные, так и субъективные параметры состояния. Это является следствием как усиления опасности за счет быстровращающейся заготовки и патрона, так и повышения темпа поступления информационных сигналов. Наибольшие изменения всех регистрируемых параметров связаны с изменением типа стружки: от винтообразной к путаной. Эти изменения в условиях эксперимента составили 60...85 % общего диапазона снижения показателей состояния станочника по сравнению с исходным состоянием.

Список литературы: 1. Диллон Б., Сингх Ч. Инженерные методы обеспечения надёжности систем. - М.: Мир, 1984. - 318 с. 2. Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л. Хаег, В.М. Гах, К.Г. Громаков и др. - М.: Машиностроение, 1989. - 256 с. 3. Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация / Г.Л. Хаег, В.С. Гузенко, Л.Г. Хаег и др. - Краматорск: ДГМА, 1994. - 370 с. 4. Душков Б.А., Смирнов Б.А., Терехов В.А. Инженерно-психологические основы конструкторской деятельности. - М.: Высшая школа, 1990. - 271 с. 5. Кендэл М. Ранговые корреляции. - М.: Статистика, 1975. - 216 с.

АНАЛОГОВОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИКИ АВТОМОБИЛЬНОГО АМОРТИЗАТОРА

Харченко А.О., Косова Г.Ф., Прокудин А.Г., Косова А.М.
(СевГТУ, г. Севастополь, Украина)

The model of the hydraulic shock-absorber, designed with application of a method of electromechanical analogy is reduced. The possibility of a parameter

optimization of a suspension bracket of the automobile at a stage of designing is obtained.

Амортизаторы относятся к демпфирующим элементам системы подвески, которая служит для гашения колебаний кузова транспортного средства, возникающих при его движении. Конструкция и технические характеристики амортизаторов в значительной мере определяют поведение автомобиля на дороге, его устойчивость и управляемость и существенно влияют на безопасность движения.

В настоящее время большое внимание уделяется регулируемым амортизаторам, жесткость которых меняется в зависимости от рельефа дороги. Их преимуществом перед традиционными нерегулируемыми конструкциями является обеспечение более высокой устойчивости и управляемости транспортного средства независимо от характера дорожного покрытия и условий движения. К числу регулируемых можно отнести разработанные в Севастопольском государственном техническом университете (Украина) дифференцированные амортизаторы [1,2], автоматически «подстраивающие» подвеску под рельеф дороги с помощью гидромеханических буфферов.

Для повышения эксплуатационной надежности автомобильного амортизатора с регулируемыми характеристиками целесообразно прогнозирование его динамических качеств еще на этапе проектирования. Для решения этой задачи необходима модель, связывающая закон изменения рабочих усилий с конструктивными параметрами элементов амортизатора. Наличие такой модели позволит не только исследовать силовые характеристики амортизатора по известным конструктивным и техническим параметрам (прямая задача), но и определять конструктивные параметры, обеспечивающие заданный закон изменения рабочих усилий (обратная задача), что имеет несомненную практическую ценность.

В качестве исходной модели нами был выбран двухтрубный гидравлический телескопический амортизатор, нашедший широкое применение в автомобильной промышленности. Функционально амортизатор можно представить в виде системы трех гидравлических емкостей переменного объема - поршневой полости 1, штоковой полости 2 и резервуара 3, связанных между собой перепускными клапанами 4...7 (рисунок 1). Скорость перемещения связанного с кузовом автомобиля штока 8 зависит от скорости перетекания рабочей жидкости (масла) из одной полости в другую, которая, в свою очередь, определяется жесткостными характеристиками клапанов 4 и 5 при ходе сжатия амортизатора и характеристиками клапанов 6 и 7 при ходе отбоя амортизатора. Связанная с корпусом 9 пружина 10 противодействует перемещению штока относительно корпуса, стремясь вернуть его в исходное положение.

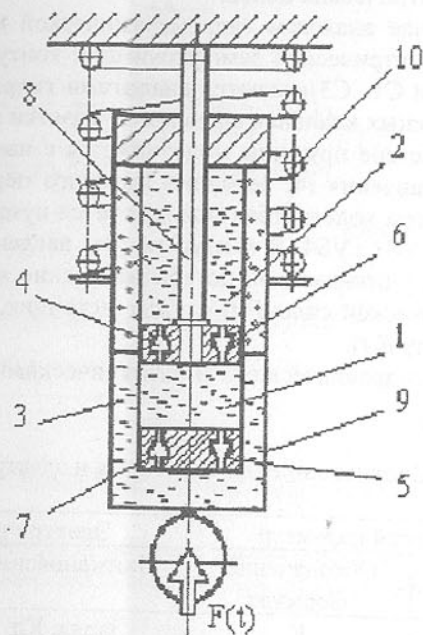


Рис.1. Принципиальная схема автомобильного гидравлического амортизатора.

Задачей моделирования является определение закона движения штока 8 амортизатора под действием нагрузки $F(t)$, действующей на систему со стороны колеса автомобиля. Как правило, эта нагрузка имеет случайный характер, обусловленный неравномерностью рельефа дороги.

Сложный характер колебаний элементов подвески приводит к тому, что исследование динамики амортизатора с помощью физикомеханических моделей оказывается весьма трудоемким. Упростить задачу можно, применив для анализа метод электромеханической аналогии, основанный на общности дифференциальных уравнений механических и электрических систем [3]. Сущность метода заключается в представлении механических элементов технического объекта в виде электрических параметров, действие которых на электрический ток эквивалентно действию рассматриваемых механических параметров: массы, жесткости и так далее. При этом моделирование динамики механической системы сводится к исследованию электромагнитных процессов в ее электрическом аналоге, что

позволяет привлечь к решению задачи существующий математический аппарат анализа электрических цепей.

В данном случае аналогом гидромеханической модели амортизатора может служить электрический демпфирующий контур (рисунок 2). Электрические емкости $C1...C3$ являются аналогами гидравлических резервуаров. Роль перепускных клапанов выполняют участки $r12-L12, r13-L13, r21-L21, r31-L31$. Действие пружины моделируется с помощью емкости $C4$ и активного сопротивления $r4$, величина которого переменна. Смена хода сжатия амортизатора ходом отбоя моделируется путем переключения идеальных вентилей $VS1...VS4$. В контур также введены активные сопротивления $R5...R7$, учитывающие потери на трение в узлах амортизатора. Аналогом механической силы $F(t)$ служит источник, генерирующий электродвижущую силу $E(t)$.

Связь между гидравлическими и электрическими параметрами приведена в таблице 1.

Таблица 1 - Соотношение механических и электрических параметров

Механический параметр		Электрический параметр	
Наименование	Обозначение, формула	Наименование	Обозначение, формула
Объем жидкости, m^3	V	Заряд, Кл	Q
Давление жидкости, Па	p	Напряжение, В	u
Расход жидкости, m^3/c	$G = \frac{dV}{dt}$	Сила тока, А	$i = \frac{dQ}{dt}$
Гидравлическая емкость, $m^3/Па$	$C_h = \frac{V}{p}$	Емкость, Ф	$C = \frac{Q}{u}$
Гидравлическое сопротивление, $Па \cdot c/m^3$	$R_h = \frac{\Delta p}{G}$	Активное сопротивление, Ом	$R = \frac{u}{i}$
Инерционность, $Па \cdot c^2/m^3$	$M = \frac{\Delta p}{dG/dt}$	Индуктивность, Гн	$L = \frac{u}{di/dt}$

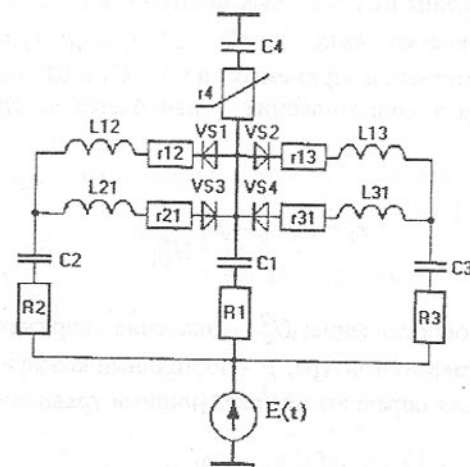


Рис.2. Электрический демпфирующий контур.

На основе указанных в таблице соотношений составляется система дифференциальных уравнений, описывающая состояние электрического контура:

$$\begin{cases}
 L_{12} \cdot \frac{di_{12}}{dt} + r_{12} \cdot i_{12} + u_{VS1} - u_{C2} - R_2 \cdot C_2 \cdot \frac{du_{C2}}{dt} = -E(t) - u_{C4} - r_4 \cdot i_4; \\
 L_{13} \cdot \frac{di_{13}}{dt} + r_{13} \cdot i_{13} + u_{VS2} + u_{C3} + R_3 \cdot C_3 \cdot \frac{du_{C3}}{dt} = -E(t) - u_{C4} - r_4 \cdot i_4; \\
 L_{21} \cdot \frac{di_{21}}{dt} + r_{21} \cdot i_{21} + u_{VS3} + u_{C2} + R_2 \cdot C_2 \cdot \frac{du_{C2}}{dt} = E(t) + u_{C4} + r_4 \cdot i_4; \\
 L_{31} \cdot \frac{di_{31}}{dt} + r_{31} \cdot i_{31} + u_{VS4} - u_{C3} - R_3 \cdot C_3 \cdot \frac{du_{C3}}{dt} = E(t) + u_{C4} + r_4 \cdot i_4; \\
 u_{C1} + R_1 \cdot i_1 = -E(t) - u_{C4} - r_4 \cdot i_4; \\
 i_4 + C_2 \cdot \frac{du_{C2}}{dt} - C_3 \cdot \frac{du_{C3}}{dt} - i_1 = 0; \\
 C_1 \cdot \frac{du_{C1}}{dt} = i_1; \\
 C_2 \cdot \frac{du_{C2}}{dt} = -i_{12} + i_{13}; \\
 C_3 \cdot \frac{du_{C3}}{dt} = i_{21} - i_{31}; \\
 C_4 \cdot \frac{du_{C4}}{dt} = i_4.
 \end{cases} \quad (1)$$

где $u_{VS1}...u_{VS4}$ — напряжения на идеальных вентилях VS1...VS4; $u_{C1}...u_{C4}$ — напряжения на электрических емкостях C1...C4; $i_1, i_2, i_3, i_4, i_{12}, i_{13}, i_{21}, i_{31}$ — токи, протекающие соответственно через емкости C1...C4 и RL-элементы.

Величина активного сопротивления r_4 изменяется по следующему закону:

$$r_4 = R_4 \cdot (1 - \beta \cdot \frac{u_{C1}}{U_{C1}^0}),$$

где R_4 — исходное сопротивление; U_{C1}^0 — значение напряжения на емкости C1 в состоянии равновесия контура, β — постоянный коэффициент.

Граничные условия определяются следующими уравнениями:

$$\begin{cases} i_{VSk} \geq 0; \\ u_{VSk} \leq 0; \\ i_{VSk} \cdot u_{VSk} = 0. \end{cases}$$

где $i_{VSk}, k=1...4$ — токи, протекающие через идеальные вентили VS1...VS4.

Значения напряжений на ветвях контура $U_{C1}^0...U_{C4}^0$ и емкостей C1...C4 в исходном состоянии (состоянии равновесия) определяются по начальным значениям рабочих давлений $p_k^0, k=1...3$ и объемов гидравлических емкостей $V_k^0, k=1...3$ с учетом коэффициентов рассогласования.

Система (1) решается с помощью математического программного пакета MathCad 7.0. Исследование динамики амортизатора при различных законах изменения внешней нагрузки $E(t)$ позволит более эффективно решать задачи повышения надежности и безопасности транспортного средства.

Список литературы. 1. Патент России №2103185, БИ №3, 1998. МКИ В 60 G 17/08 Амортизатор с регулируемым усилием сжатия / Чулков Д.В., Новоселов Ю.К., Харченко А.О., Чулков А.Д. (UA). 18.06.96. - Оpubл. 27.01.98. 2. Патент России №2140364, БИ №30, 1999. МКИ В60 G 17/027 Стойка активной подвески переднеприводного автомобиля / Чулков Д.В., Новоселов Ю.К., Харченко А.О., Прокудин А.Г., Чулков А.Д. (UA). 13.05.98. - Оpubл. 27.10.99. 3. Тетельбаум И.М., Шнейдер Ю.Р. Практика аналогового моделирования динамических систем: Справочное пособие. - М.: Энергоатомиздат, 1987. - 384 с.: ил.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕТОДОМ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ МЕТРОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК АБСОРБЦИОННОГО МЕТАНОМЕТРА

Хламов М.Г., Зори А.А., Кочин А.Е. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The mathematical model a process of measurement of concentration of methane in an optical channel is offered. The model is used in algorithm of definition of concentration of methane in an atmosphere of underground developments of collieries. Introduction of the additional optical channel and given algorithm provide elimination of influence of a miner dust in the open optical channel on result of measurement of concentration of methane.

Переход к разработке глубоко залегающих угольных пластов на угольных шахтах Донбасса ведет к увеличению газовыделения в горных выработках, повышению температуры в них, а так же частоты и интенсивности газодинамических проявлений, следствием которых является повышение опасности ведения горных работ.

В таких условиях особое значение приобретают вопросы комплексного оснащения шахт непрерывно действующими средствами автоматического контроля повышенного быстродействия состава и параметров рудничной атмосферы и одного из опаснейших ее компонентов — метана. Согласно данным статистических исследований [1, 2], при газодинамических явлениях в шахтах критическое время отключения технологического электрооборудования, обеспечивающее предельно допустимое значение вероятности аварийной ситуации, составляет 4,5 сек. Существующие стационарные средства контроля концентрации метана обладают общим недостатком — низким быстродействием, обусловленным значительной инерционностью определения объемной концентрации метана. Так, например, у термокаталитических метанометров это время достигает двадцати секунд.

Современные требования безопасности ведения горных работ предусматривают необходимость непрерывного контроля состояния рудничной атмосферы путем использования удобных и надежных электронных систем контроля, выполненных с учетом новых достижений микроэлектроники и измерительной техники, применением современной микропроцессорной техники и опыта эксплуатации существующих систем контроля.

Объемная концентрация метана может быть практически мгновенно измерена бездисперсионным абсорбционным спектроскопическим метанометром с открытым оптическим каналом. Существующие средства измерения концентрации метана, использующие этот же метод, не имеют высокого быстродействия вследствие применения средств пробоподготовки: фильтров для очистки газа от рудничной пыли.

Компенсация влияния рудничной пыли в открытом канале, учет динамических изменений измеряемого параметра среды на основе предложенного метода компенсации, а также учет пространственно-временной изменчивости параметров атмосферы тупиковых выработок для определения мест размещения и времени выполнения измерений – задачи поставленные авторами при проведении исследований.

При стационарном режиме работы тупикового забоя концентрация пыли в нем (в том числе и в непосредственной близости от забоя) создает однократное отражение коллимированного луча от частиц пыли, что дает возможность считать процесс рассеяния ИК-излучения пылью подчиняющимся закону Ламберта – Бугера. Для компенсации влияния пыли на результаты измерений в измеритель введены два пространственных и в них по два частотных канала. Схема оптических каналов, рассматриваемого метаномера, приведена на рис.1. Здесь обозначены: ИИ1, ИИ2 – источники излучения; О1, О2, О3 – объективы; ПП31, 32 – полупрозрачное и отражательное зеркала; ОК1, ОК2 – рабочий и контрольный оптические каналы; ФП1, ФП2 – фотоприемники оптических каналов. Длина волны источника излучения ИИ2 выбирается в смежном диапазоне с основным источником излучения ИИ1. Длина волны ИИ2 должна принадлежать области прозрачности шахтной атмосферы. Должен быть учтен состав компонент шахтной атмосферы и их поглощения ИК-излучения. Длина волны источника излучения ИИ2 выбрана в диапазоне [2.85 ... 3.05], мкм с центром $\lambda_{02} = 2.9$ мкм.

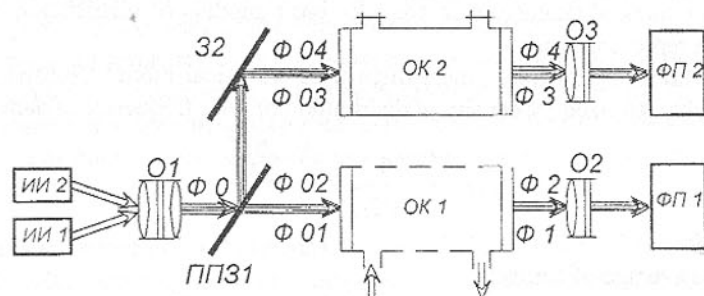


Рис.1. Схема формирования оптических каналов метаномера с открытым каналом.

В основу алгоритма компенсации положена последовательная модель влияния факторов приводящих к изменению мощности излучения в рабочем оптическом канале: поток излучения последовательно обрабатывается тремя звеньями, учитывающими рассеяние излучения пылью, поглощение метаном, пропускание излучения запыленными окнами рабочего

канала.

Соотношения, описывающие влияние на мощность оптического сигнала всех факторов, моделируемых коэффициентами передачи соответствующих звеньев, и приводящее к изменению мощности излучения, для каждого канала и сигнала принимают вид.

— Открытый канал, сигнал основного измерительного частотного канала:

$$\Phi_1(\lambda_{01}, C_{CH_4}, D_{pac}, D_{np}) = \Phi_{01} \cdot K(\lambda_{01}, D_{pac}) \cdot K(\lambda_{01}, D_{np}) \cdot K(\lambda_{01}, C_{CH_4}). \quad (1)$$

— Открытый канал, сигнал сравнительного частотного канала:

$$\Phi_2(\lambda_{02}, D_{pac}, D_{np}) = \Phi_{02} \cdot K(\lambda_{02}, D_{pac}) \cdot K(\lambda_{02}, D_{np}). \quad (2)$$

— Контрольный оптический канал заполнен не поглощающей газовой смесью и изолирован от атмосферы подземной выработки, поэтому на оптические сигналы в нем не влияют возмущающие факторы:

$$\Phi_3 = \Phi_{03}, \quad \Phi_4 = \Phi_{04}. \quad (3)$$

Обеспечив равенство входных сигналов каналов: $\Phi_{01} = \Phi_{03}$, $\Phi_{02} = \Phi_{04}$, процедура компенсации определена в виде:

$$\frac{\Phi_1}{\Phi_2} \cdot \frac{\Phi_4}{\Phi_3} = K(\lambda_{01}, C_{CH_4}), \quad (4)$$

Для оценки эффективности описанного алгоритма компенсации и обоснования основных параметров быстродействующего метаномера разработана имитационная модель его функционирования в условиях стационарного режима работы тупиковой горной выработки. Моделью учтены неоднородный характер распределения полей концентрации метана и рудничной пыли, влияние температуры на результаты измерений. Измеряемая величина (концентрация метана) и возмущающие факторы (концентрация рудничной пыли) определялись как интеграл от распределения этих параметров вдоль трассы оптического луча с учетом изменчивости параметров во времени. В районе размещения метаномера в горной выработке полагались поля концентраций метана и пыли локально однородными и изотропными. При моделировании концентрации метана и пыли в рабочем оптическом канале (интегральные распределения вдоль трассы оптического луча) были представлены цифровыми разностными моделями случайных стационарных процессов. Неоднородный характер полей учитывался изменениями их параметров при выборе места размещения метаномера в горной выработке.

Моделирование выполнено в два этапа. На первом этапе осуществлена имитация настройки и градуировки измерителя. Разработана рациональная схема настройки устройства, предусматривающая учет неравной чувствительности фотоприемников пространственных каналов к частотам

основного ($\lambda_{01} = 3,31$ мкм) и сравнительного ($\lambda_{02} = 2,9$ мкм) каналов и их не идентичность. Так же учтены: несимметрия показателей геометрической оптики каналов, обусловленная различиями в длинах оптических путей сигналов; различные значения коэффициентов ввода излучения в оптические элементы системы; конечная точность настройки светоделителя каналов (полупрозрачное зеркало ППЗ1). Настройка измерителя осуществляется путем перемножения значений сигналов всех каналов на корректирующие коэффициенты, обеспечивающие равенство сигналов всех каналов при устранении из рабочего канала всех факторов ведущих к уменьшению потока излучения (исключения пыли и метана путем установки на место рабочего канала ОК1 кюветы аналогичной установленной в сравнительном канале ОК2).

Имитация градуировки выполнена при подаче на вход измерителя испытательного одиннадцати уровневого сигнала. Сигналом моделируется установка на место ОК1 кювет с образцовыми концентрациями метана в диапазоне 0 ... 5, (%). Полученная градуировочная характеристика измерителя аппроксимирована степенным полиномом пятой степени. Приведенное значение алгоритмической погрешности не превышает 0.12 %.

Имитация функционирования метанометра в условиях стационарного режима работы тупиковой горной выработки проводилась с целью проверить на математических моделях его функционирования в условиях турбулизированной атмосферы; неоднородного поля концентрации метана; неоднородного поля концентрации пыли. При моделировании, для учета различных условий функционирования метанометра, предполагалось, что он последовательно размещается в точках пространства выработки отстоящих от забоя на расстояния: 0,1L — в непосредственной близости от забоя; 0,25L, 0,5L, 0,75L — промежуточные точки; 1,0L — вход тупиковой выработки (согласно отраслевых стандартов измерение концентрации метана в тупиковых выработках осуществляется в точках 0,1L и 1,0L).

Результаты моделирования приведены в табл.1.

Компенсация доминирующих погрешностей, вызванных присутствием в открытом канале рудничной пыли, и погрешности от динамических изменений параметров среды, на основе предложенного метода компенсации, а также учета пространственно-временной изменчивости параметров атмосферы тупиковых выработок для определения мест размещения и времени выполнения измерений обеспечивают метрологические характеристики метанометра соответствующие параметрам рабочих средств измерения концентрации метана в угольных, шахтах. Алгоритм компенсации, кроме устранения влияния пыли, эффективно противодействует возмущениям, ведущим к изменениям величин потоков излучения во всех каналах. К ним можно отнести: колебания напряжения в электрической сети

и связанные с ними оптических потоков источников излучения; деградация источников излучения, асимметрия параметров оптических каналов.

Таблица 1 - Результаты моделирования функционирования метанометра в условиях стационарного режима работы тупиковой выработки

РАССТОЯНИЕ ДО ЗАБОЯ	Параметры пространственно-временной изменчивости концентрации метана		Параметры пространственно-временной изменчивости концентрации рудничной пыли		ПОКАЗАТЕЛИ ТОЧНОСТИ СИ	
	$m_{CH_4}, \%$	$\sigma_{CH_4}, \%$	m_{Dc}	σ_{Dc}	$\Delta_{\text{мгнmax}}, \%$	$\delta_{\text{обтmax}}, \%$
0,1 L	1,12	0,47	0,87	0,26	0,12	1,3
0,25 L	1,33	0,39	0,45	0,11	0,05	1,1
0,5 L	1,41	0,15	0,37	0,09	0,05	1,0
0,75 L	1,47	0,08	0,26	0,06	0,04	0,9
1,0 L	1,51	0,03	0,16	0,04	0,04	0,8

Примечания: — $\Delta_{\text{мгнmax}}$, $\delta_{\text{обтmax}}$ — максимальные значения абсолютной и приведенной погрешностей измерения объемной концентрации метана;

— при моделировании принято $L = 50$ м;

— m_{CH_4} , σ_{CH_4} — среднее и с.к.о. концентрации метана в рабочем оптическом канале;

— m_{Dc} , σ_{Dc} — среднее и с.к.о. оптической плотности рабочего канала, обусловленной запыленностью.

Время измерения объемной концентрации метана одноканальным вариантом измерительной системы с учетом интегрирования не превышает 4 секунд. Для трехдатчикового варианта этот показатель не превышает 1 секунды. Датчиковая часть (рабочий оптический канал) измерителя должна быть размещена на расстоянии не менее 0,3 м от кровли или верхней части боковой стены горной выработки и сориентированы главной осью датчика вдоль тупиковой выработки или перпендикулярно забою. При трехдатчиковом варианте рабочие оптические каналы разносятся в пространстве на расстояние не менее 1 м с соблюдением предыдущих рекомендаций к их размещению.

Выводы

1. На основании разработанной математической модели бездисперсионного абсорбционного спектрометрического измерителя концентрации метана и его имитационного моделирования предложена структурная схема измерителя компенсационного типа, которая учитывает влияние комплекса возмущающих факторов на процесс измерений.
2. Методом имитационного моделирования оценены метрологические характеристики измерителя.
3. Предлагаемый измеритель позволяет строить на его основе системы газовой защиты повышенного быстродействия.

Список литературы: 1. Карпов Е.Ф., Биренберг И.Э. Автоматическая газовая защита и контроль рудничной атмосферы. - М.: Наука, 1984.-285с. 2. Волошин Н.Е. Внезапные выбросы и способы борьбы с ними в угольных шахтах. - К.: Техніка, 1985.-127с.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ НА ОСНОВЕ ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТОИМОСТНОГО АНАЛИЗА

Хремля Т.К., Заплотный А.А., Тищенко Д.И.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The article is devoted to finding the possible ways of the increasing effectiveness of preparation on machine-building on the base of functional-value analysis method.

Недостатки в работе многих машиностроительных предприятий обусловлены слабым уровнем самых начальных стадий выпуска продукции и, в том числе, технической подготовки производства (ТПП). Не обеспечивается выпуск изделий в минимальные сроки с требуемым уровнем рентабельности, недостаточна гибкость производства и мобилизационная готовность при переходе на выпуск новых видов продукции, низок уровень механизации и автоматизации выполнения комплекса инженерно-технических работ на всех стадиях ТПП, недостаточно широко применяются типовые технологические процессы, стандартная и унифицированная технологическая оснастка, агрегатное оборудование, механизация и автоматизация производственных процессов. С целью улучшения системы ТПП было проведено исследование донецкого концерна ОАО «Точмаш» на основе универсальной методики снижения затрат - функционально-стоимостного анализа (ФСА). В качестве объекта было выбрано не отдель-

ное подразделение, а вся система управления ТПП, охватывающая выполнение функций в планово-экономическом отделе, отделах подготовки производства, материально-технического снабжения, технического контроля, главного технолога, главного механика, главного энергетика, ОАСУП, инструментальном, стандартизации, технического обучения, бюро рационализаторства и изобретательства. Совершенствование ТПП на основе ФСА, в соответствии с его методологией, имеет определенный алгоритм. Не раскрывая детально все его этапы, остановимся на самых важных моментах. Прежде всего, на основании положений о подразделениях, должностных инструкций работников, штатных расписаний и схем документопотоков были сформулированы функции управления системой ТПП, разработана их классификация, определены главная, основные и вспомогательные функции. На основании метода логических цепочек была разработана диаграмма FAST, представленная на рисунке 1. Выделенной линией на данном рисунке обозначены основные функции; двойной - излишние, дублируемые или частично не выполняемые функции, простой линией - вспомогательные функции. Абстрагируясь от существующей организационной структуры управления и состава подразделений - материальных носителей функций, на основе методики FAST была построена функциональная модель ТПП. Особенности построения функциональной диаграммы FAST предусматривали выстраивание в логическую цепь всего процесса осуществления функций управления ТПП. Именно на этой основе были выявлены излишние, несвойственные и частично не выполняемые функции: "Согласовывать изменения с заказчиком" и "Согласовывать документацию с заказчиком" становятся излишними при отсутствии заказчика в лице Министерства обороны; "Организовывать сбыт продукции", "Проводить работы по уборке закрепленной территории" являются несвойственными для ТПП, функции "Организовывать научно-исследовательские и опытно-конструкторские работы", "Проводить анализ использования производственной мощности" являются частично не выполняемыми, "Обеспечивать информационные потоки", "Обеспечивать учет и хранение технической документации" - не только частично не выполняются, но и дублируют друг друга.

Согласно методике ФСА были определены степень важности (значимости), затраты и качество осуществления выделенных функций ТПП.

На основе метода расстановки приоритетов и матриц попарных сравнений эксперты предприятия (главный инженер, главный технолог и ведущий экономист) определили степень значимости функций в баллах. Для удобства анализа всей информации была использована табличная

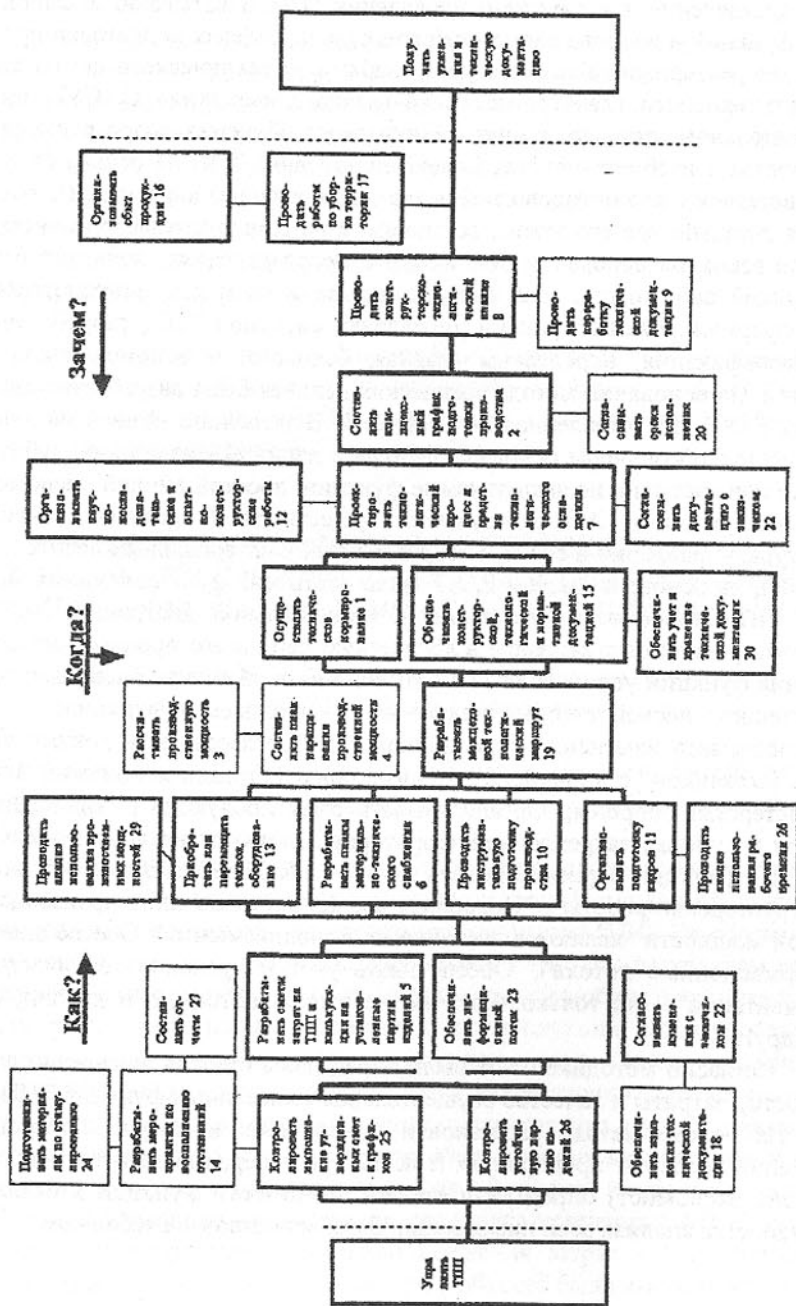


Рис. 1. Диаграмма FAST

форма, фрагмент которой представлен в табл. 1.

Таблица 1 - Сводная таблица попарных сравнений функций ТПП (фрагмент).

№ функции	Наименование функций	Суммарные значения по экспертам, балл			Среднее значение, балл	Ранг функции	Затраты на функции, грн/год	Уровень качества
		1	2	3				
7	Проектировать технологические процессы и средства технического оснащения	22	24	21	22,3	2	421901	0,53
15	Обеспечивать подразделения конструкторской, технологической и нормативно-технической документации	11	8	11	10	9	75888	0,72

- Номера функций в таблице 1 соответствуют их номерам на рисунке 1.

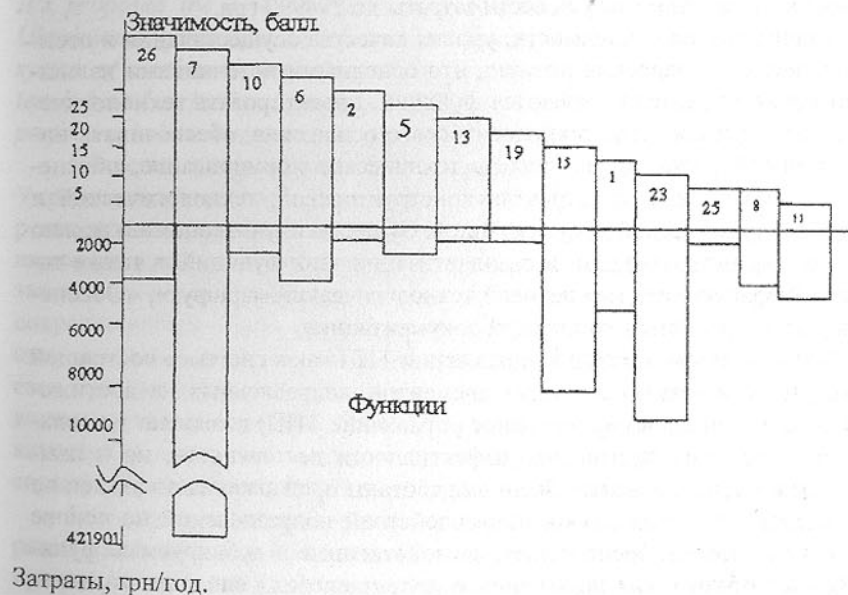


Рис. 2. Совмещенная диаграмма «Значимость основных функций управления и затраты на их осуществление» (номера функций в верхней части диаграммы соответствуют номерам на рисунке 1).

Для определения затрат в расчет принимались только затраты на заработную плату с отчислениями, а также стоимость используемых технических средств, так как по статистике предприятия эти расходы составляют около 90% всех затрат на управление.

Уровень качества осуществления функций определялся в долях единицы, как комплексный показатель, отражающий степень использования технических средств управления, уровень организации рабочих мест, нормирования труда исполнителей, регламентации и дублирования функций управления, а также использования рабочего времени в подразделениях ОАО «Точмаш», обусловленный недостатками ТПП

В ходе проведения ФСА на основе данных таблицы 1 были построены совмещенные диаграммы «Значимость и качество осуществления функций ТПП» и «Значимость и затраты на осуществление функций ТПП».

Как видно из рисунка 2 функция 7 «Проектировать технологические процессы и средства технологической оснастки» при всей ее высокой значимости (22,3 балла) осуществляется с очень высокими затратами (421900 грн.). Детальный анализ способов выполнения этой функции показал, что ее можно автоматизировать и свести затраты до 294990 грн.

Анализ степени значимости, уровня качества осуществления и стоимости функций управления показал, что основными источниками излишних затрат на управление являются функции: проектировать технологические процессы и средства технологического оснащения, обеспечивать информационный поток, осуществлять техническое нормирование, обеспечивать подразделения предприятия конструкторской, технологической и нормативно-технической документацией. Существенную экономию можно получить при автоматизации и стандартизации этих функций, а также таких как «Разрабатывать межцеховой технологический маршрут», «Обеспечивать учет и хранение технической документации».

Таким образом, подход к управлению ТПП как к системе» состоящей из совокупности взаимосвязанных элементов, направленных на достижение поставленной цели (эффективное управление ТПП) позволяет не только вскрыть резервы повышения эффективности деятельности, но и искать пути их использования. Были разработаны предложения по введению новой схемы функциональных взаимодействий подразделений на основе ЭВМ, исключая, бесполезные, несвойственные и дублируемые функции. За счет обновления положений о подразделениях аппарата управления, переработки должностных инструкций каждой штатной единицы, стандартов предприятия, регламентирующих ТПП удалось повысить уровень качества осуществления функций ТПП.

ФСА позволил обеспечить сбалансированность и комплексность ме-

роприятий. Расчеты показали что при их внедрении ожидаемый экономический эффект на ОАО «Точмаш» составит около 436800 грн. в год. Даже при дополнительных затратах 23800 грн. на осуществление вновь вводимых функций достигается экономия, в сфере управления в 320600 грн. и в сфере производства в 140000грн., что подтверждает эффективность такого инструмента снижения издержек как функционально-стоимостной анализ.

Список литературы: 1. Кибанов А.Я. Управление машиностроительным предприятием на основе функционально-стоимостного анализа, М, 1991г.

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ НА СОВРЕМЕННОМ УКРАИНСКОМ ПРЕДПРИЯТИИ - ПУТЬ К СЕРТИФИКАЦИИ ПО МЕЖДУНАРОДНЫМ СТАНДАРТАМ

Чапала М.Г. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

It's proposed the new approach to a constructing the system of quality at Ukrainian organization, which consists of two parts: reorganization system and system of continuous perfecting of business processes. The reorganization system is based on business processes reengineering (BPR). A system of continuous perfecting is based on a system step-by-step Kaizen - improvements.

Качество товаров/услуг на современном этапе развития экономики Украины является одним из самых важных факторов повышения конкурентоспособности отечественных производителей. Рассматривая сложившееся положение в области качества на украинских предприятиях, следует заметить, что, если качеству изделий уделяется внимание в силу наличия сохранившегося опыта контроля качества со времен социализма, то качеству процессов не уделяется внимания совсем. В данной статье предлагается принципиально новый подход к построению системы совершенствования процессов на предприятиях Украины, который позволит повысить качество и продуктов и процессов. Внедрение такой системы позволит сертифицировать процессы и продукты по международным стандартам.

Безусловно, созданию подобного подхода послужил ряд особенностей развития украинских предприятий, несущих предыдущий опыт развития при централизованной системе управления и современный опыт, охватывающий трансформационный период. Прежде всего, необходимо отметить, что предприятия, созданные и функционировавшие в централизованной системе хозяйствования при переходе к рыночным условиям в течение определенного времени сохраняют предшествующую функциональную и

структурную организацию. Сохранение и жизнеспособность устаревшей организации такого предприятия и его производственно- хозяйственного поведения обуславливают ряд факторов:

- естественная инерционность предприятия как организационно- экономической системы;
- сложившаяся структурная и функциональная организация управления и производства на предприятии; установившиеся (из предшествующего опыта и традиций) пропорции ресурсного обеспечения функциональных областей и отдельных функций предприятия;
- активное или пассивное сопротивление изменениям внутри предприятия, как со стороны отдельных лиц, так и формальных и/или неформальных групп.

Опережающее формирование конкурентной экономической среды, в которой функционирует современное предприятие, требует ускоренной адаптации его функционально-структурной организации к условиям, требованиям и запросам субъектов рыночных отношений. Некоторые руководители предприятий Украины (НКМЗ, ДМЗ) видят решение этих проблем во внедрении международного стандарта ISO 9000. Однако основная масса руководителей не готова вообще решать эти проблемы. Случаи, когда работа по внедрению системы качества на предприятиях начата в результате осознанного и всесторонне продуманного решения, редки. В связи с чем, ожидания предприятий зачастую оказываются завышенными. При этом руководители и специалисты не осознают, что внедрение систем качества — это не корректировка используемых механизмов управления, а очень серьезное изменение всего менеджмента на основе концепции всеобщего качества (TQM).

Создание системы качества и ее сертификация на соответствие стандартам ISO 9000 не могут предотвратить остановку производства, когда экономическое положение предприятия обусловлено не низким уровнем управления производством и качеством продукции, а чем-то другим (например, тем, что продукция не имеет рынка сбыта). Можно выделить в современном развитии менеджмента украинских предприятий два этапа: первый — становления и выживания и второй — интеграция. Управленческая архитектура первого этапа развития отечественного бизнеса, связанного со становлением и «выживанием» компаний, постепенно разрушается. Неизбежно связанные с этим проблемы менеджмента ставят новые задачи, требующие немедленного решения. У руководителей компаний возникает ощущение, что потерял контроль над фирмой, нет развития и непонятны перспективы. Указания руководства выполняются не всегда и зачастую не адекватно обстоятельствам. Значительно изменилась мотивация к труду: сотрудники стали в меньшей степени интересоваться работой, в

большей — собственными проблемами. Это симптомы перехода организации на новый уровень своей функциональной и организационной деятельности. Другими словами, компания смогла выжить на первом, самом важном этапе, нашла свою «нишу» на рынке и успешно развивается дальше. Управленческие проблемы, возникающие на этапе перехода от этапа выживания к этапу стабильного развития — это вполне нормальное и неизбежное проявление экономического роста компании.

Всякая организация является сложной системой, так как ее поведение отличается от суммарного поведения ее элементов, поскольку они «принадлежат к классу систем с многоконтурными (дублирующими) нелинейными обратными связями [1]». В таких системах переплетаются между собой как отношения организации с другими институтами, так и взаимоотношения между людьми.

Следующей важной характерной чертой сложных систем является подчинение их поведения закону адаптации, согласно которому «всякая система стремится измениться таким образом, чтобы свести к минимуму эффект внешнего воздействия [2]». Например, при возрастании налоговой нагрузки на организацию она стремится так организовать систему учета, чтобы любое последующее изменение со стороны нового законодательного акта оказывала бы на ее наименьший эффект.

При этом экономическим системам присущи конфликты, связанные с краткосрочными и долгосрочными тенденциями поведения данных систем. Как правило, стратегии, улучшающие поведение экономической системы в краткосрочном периоде, приводят к противоположным результатам в долгосрочном периоде (например, погашение задолженности по заработной плате за счет заимствований в краткосрочном периоде может привести к ухудшению финансового положения предприятия в долгосрочном периоде). «Многие проблемы дня сегодняшнего являются накопленным результатом краткосрочных мер, предпринятых в предыдущие десятилетия [1]». Иногда это называют эффектом «гистерезиса», то есть неоднозначной реакции системы на внешние воздействия, обусловленной наличием «памяти» у сложных систем.

В зависимости от поставленной задачи возможны два направления исследования системы: изучение взаимодействия системы с внешней средой; изучение структуры самой системы, ее элементов и их взаимосвязей.

При макроподходе к исследованию система представляется в виде «черного ящика» и функционирование ее наблюдается со стороны входов и выходов. При микроподходе изучаются внутренняя организация системы, свойства ее элементов, а также характер их взаимодействия.

Макроподход рассматривает взаимодействие системы со всей внешней средой, микроподход не требует четкого задания иерархии систем, и

получение иерархической структуры не входит в его целевое назначение. Системный подход помогает принимающему решение выбрать курс действий путем исследования всей проблемы в целом, выявления целей, альтернатив и сравнения их по результатам моделирования процессов функционирования систем. Поэтому при построении системы управления качеством на предприятии необходимо использовать методы и инструменты системного подхода.

Предлагается следующая базовая методика построения системы качества в организации, которая состоит из двух блоков: системы реорганизации и системы непрерывного совершенствования бизнес-процессов. Система реорганизации базируется на реинжиниринге бизнес-процессов (РБП). Система непрерывного совершенствования – на системе пошаговых Kaizen – улучшений. Однако предлагаемая система качества наряду с общими чертами с указанными системами имеет ряд специфических характеристик и особенностей, присущих только ей, поскольку она создавалась для предприятий, функционирующих в экономическом пространстве Украины. Основной особенностью предлагаемой методики является применение одновременно и РБП и системы пошаговых изменений, что позволит проводить преобразования одновременно снизу и сверху и в значительной степени позволит преодолеть естественное сопротивление системы (в том числе, работников проведению реорганизации). Методика базируется на следующих основных принципах:

- системного подхода (рассмотрение всех факторов внешней и внутренней среды бизнес системы и их взаимосвязи);
- функционально-структурного подхода к анализу организации как бизнес-системы;
- рациональности (преимущественное использование рациональных методов анализа, синтеза, оценки и принятия решений);
- модульности (наличие стандартных модулей, технологий, процедур).

Обычно, системы управления качеством включают организационную структуру, субъекты ответственности, процедуры, процессы и средства, необходимые для управления качеством. Структура реальных систем управления качеством, как правило, содержит 20 элементов, составляющих стандарт ISO 9001. К сожалению, большинству пользователей трудно разобраться в столь сложных системах, поскольку для каждой функции необходимо учитывать множество требований к различным элементам. В связи с этим идея внедрения системы управления качеством представляется очень громоздкой и трудоемкой и осуществляется, как правило, командой.

Современные стратегии требуют, чтобы концепция управления качеством была направлена на бизнес-процессы. Ориентация на процессы об-

легчает участие сотрудников в создании системы управления качеством, поскольку в этом случае они имеют дело с описанием обычных, повседневных задач и нет необходимости в абстрактном языке стандарта. Привлечение персонала к созданию и обновлению процедур и правил эксплуатации имеет первостепенное значение. Сбор предложений по улучшению (система пошаговых Kaizen – улучшений) значительно ускоряет процесс преобразований, что повышает психологическую готовность сотрудников к принятию новой системы управления качеством и позволяет эффективно использовать их творческий потенциал в непрерывном совершенствовании и расширении системы управления качеством.

При проектировании систем управления качеством крайне важно привлечь к участию каждое подразделение и каждого сотрудника. Поэтому система пошагового улучшения вступает в силу на этапе проектирования и действует постоянно.

Главным механизмом, приводящим в действие процесс реструктуризации современных украинских предприятий, является система тотального управления качеством. Существует мнение, что такие системы можно внедрять только после того, как процесс реструктуризации уже завершен. Однако, такое утверждение вызывает сомнение, так как если начинать процесс реструктуризации без учета требований к качеству продукции и бизнес-процессов, может оказаться сам процесс реструктуризации бесполезным. Необходимо начинать процесс реструктуризации с построения системы тотального управления качеством на первом этапе. Другое дело, следует пользоваться осторожно готовыми шаблонными западными технологиями, которые действительно рассчитаны на предприятие, давно функционирующее в рыночных условиях, которому не нужно преодолевать барьеры входа на рынок, а только произвести ряд преобразований, позволяющих повысить конкурентоспособность своей продукции. Поэтому необходимо создавать свою систему комплексного управления качеством, внедрение которой необходимо производить сразу же, на первом этапе реструктуризации, поскольку Украина не может себе позволить пренебречь таким важным фактором, как время.

Список литературы: 1. Чарльз С.Сноу, Реймонд Е. Майлз и Генри Дж. Коулмен Мл. Управление сетевыми организациями XXI века. Хрестоматия «Управление изменениями».- М.: МЦДО «ЛИНК», 1996.-345с. 2. Дружинин Г.В. Анализ эрготехнических систем.- М.: Энергоатомиздат, 1984.- 160 с.

РАЗРАБОТКА И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЛИТЫХ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ НЕТРАДИЦИОННОГО ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА

Чаус А.С., Покусова М., Мургащ М., Латышев И.В.*
(МТФ СТУ, г. Трнава, Словакия, БГПА, г. Минск, Беларусь)

The paper deals with development of two different alloys of types hypereutectoid and ferritic for as-cast high-speed steel tools with improved impact toughness. The structure of alloys has been studied by combining scanning electron microscopy with X-ray microanalyses and X-ray diffraction analyses. The results of mechanical tests are also described.

Обычно для изготовления литого инструмента применяют сплавы, химический состав которых не отличается от состава стандартных, деформированных быстрорежущих сталей. Однако в этом случае литые стали, из-за наличия грубой сетки эвтектических карбидов по границам зерен металлической основы, значительно уступают деформированному материалу аналогичного химического состава по ударной вязкости.

Ударная вязкость литых быстрорежущих сталей после полной термической обработки зависит, как правило, от количества, морфологии, степени дисперсности и характера распределения избыточных фаз [1]. Изменяя условия кристаллизации расплава можно эффективно управлять процессами формирования первичной структуры сплава, в том числе карбидной. Для этих целей пользуются модифицированием и ускоренным охлаждением расплава [2], а также переплавом стали в магнитном поле [3, 4]. Но данные технологические приемы не обеспечивают кардинального решения проблемы, поскольку они не устраняют сетку эвтектических карбидов, присутствие которой обусловлено самой природой быстрорежущей стали. С такой точки зрения для литого инструмента перспективен переход от традиционных быстрорежущих сталей ледебуритного класса к новым материалам.

Сталь 11M5Ф, система легирования которой была разработана в МГТУ "Станкин" под руководством профессора Кремнева Л. С. [5], относится к классу заэвтектоидных и поэтому стабильная эвтектика в ее структуре отсутствует. Другой важной особенностью является наличие легкорастворимой при закалке карбидной фазы, в результате чего твердый раствор более полно насыщается легирующими элементами. Как следствие, несмотря на невысокую степень легированности, сталь обладает удовлетворительной вторичной твердостью и теплостойкостью.

Металлическая основа стали 11M5Ф, характеризующаяся после кристаллизации в керамической форме высокой степенью однородности, представлена бейнитом и небольшим количеством аустенита. Твердость стали

после литья составляет 49-50 HRC, а объемная доля карбидной фазы не превышает 5 %. По данным рентгеноструктурного и микрорентгеноспектрального анализов избыточные фазы состоят преимущественно из карбидов M_2C (на базе карбида V_2C), а также незначительного количества MC (VC) и M_3C (Fe_2MoC). Основной карбид быстрорежущей стали M_6C рентгеноструктурным методом в литом состоянии в структуре стали 11M5Ф не обнаружен [6].

Первичные карбиды M_2C выделяются в составе эвтектики, отдельные небольшие колонии которой образуются в междендритном пространстве вследствие ликвационных процессов. Основная доля эвтектической составляющей имеет стержневую морфологию, наряду с которой формируется незначительное количество пластинчатой эвтектики. Малочисленные образования первичных карбидов ванадия MC выделяются, как правило, в сопряжении с эвтектическими колониями.

Модифицирование стали титаном и висмутом вызывает заметное измельчение структуры металлической основы, что объясняется более сильным переохлаждением расплава при кристаллизации под воздействием модификаторов. Кроме того, у модифицированной стали происходят качественные и количественные изменения карбидной фазы [6]. Основным морфологическим типом эвтектической составляющей становится пластинчатая эвтектика, а стержневая полностью исчезает. Общее количество карбидов MC возрастает, причем они наблюдаются не только на периферии эвтектических колоний, но и по телу зерен металлической основы в структурно обособленном виде.

Изменение условий кристаллизации при замене керамических форм графитовыми кокилями сказывается на микроструктуре стали - степень ее дисперсности резко возрастает. Происходит также закалка металлической основы (твердость 63 HRC) и из пересыщенного твердого раствора выделяется большое количество вторичных карбидов. Объемная доля эвтектической составляющей уменьшается до 1 % и она представлена двумя морфологическими типами - стержневым и компактным. Стержневая эвтектика формируется на базе карбида M_2C (V_2C), компактная - M_3C (Fe_2MoC) [6].

Отжиг не вызывает заметных изменений в морфологии и характере распределения карбидной составляющей, фазовый состав которой представлен карбидами M_2C , MC , M_6C , M_3C (следы) и $M_{23}C_6$ (следы). В структуре модифицированной стали обнаружена эвтектика на базе карбида, природа которого рентгеноструктурным методом не была установлена, а данные микронзондового анализа не позволили идентифицировать его с встречающимися в структуре быстрорежущих сталей карбидными фазами.

После закалки от температур в интервале 1140-1180 °С в структуре стали сохраняются мелкие и однородные по размеру действительные аустенитные зерна, соответствующие 11-10 баллу. Эвтектические карбиды при закалке не растворяются и после полной термической обработки сохраняют типичную морфологию однако в целом их очень мало и они почти отсутствуют в структуре стали кокильного литья.

Характер изменения твердости стали в зависимости от температуры аустенизации после закалки и трехкратного отпуска при 560 °С по 1 часу показал, что оптимальные значения твердости обеспечивает закалка от 1180 °С [6]. Другие свойства сталей приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Механические свойства сталей

Сталь	Условия кристаллизации	Твердость, HRC	Теплостойкость, HRC	Ударная вязкость, Дж/см ²
11M5Ф	в керамической форме	64	59	9,0
11M5Ф	то же+модифицирование	63	58	11,0
11M5Ф	в кокиле	65	60	18,0
P6M5	в керамической форме	64	59	3,5
P6M5	в кокиле	64	60	10,0

Как показывают данные, сталь 11M5Ф при литье в керамические формы не уступает по твердости и теплостойкости P6M5, а после кристаллизации в кокиле даже превосходит ее по твердости. Модифицированная же сталь 11M5Ф обладает более низкой твердостью и теплостойкостью, что, очевидно, обусловлено обеднением твердого раствора углеродом из-за связывания его в карбидах MC, образование которых стимулировал Ti. Однако самым важным с точки зрения литого инструмента моментом является превосходство стали 11M5Ф - более чем в 1,8 раза - по ударной вязкости над сталью P6M5. Особо следует отметить повышенную стабильность этого показателя - разброс данных при проведении испытаний не превышает 10 %, что сопоставимо с результатами, характерными лишь для деформированных материалов.

Для литого инструмента, подвергаемого цементации, была разработана быстрорежущая сталь следующего химического состава, мас. %: 0,80-0,88 C; 3,8-4,4 Cr; 4,9-6,5 W; 4,5-5,5 Mo; 2,6-3,8 V; 0,4-1,8 Ti; 0,8-2,4 Nb [7]. Характерной особенностью первичной структуры этой стали является высокая степень дисперсности ферритной основы [8, 9], что не свойственно

сплавам с ферритной металлической матрицей [10]. Объясняется это тем, что, во-первых, эффективно сдерживают рост зерен пограничные выделения тугоплавких карбидов MC, которые образуют, как правило, в междендритном пространстве дискретную сетку. Во-вторых, часть из них на стадии первичной кристаллизации оказывает прямое инокулирующее воздействие на расплав, что также способствует формированию мелкозернистой структуры сплава. Избыточные фазы после литья представлены преимущественно легированными карбидами TiC и VC и незначительным количеством Fe₃W₃C.

При отжиге происходит нарушение сплошности избыточных карбидов MC, проявляющееся в их фрагментации [8]. Кроме того, объемные доли карбидов Fe₃(W,Mo)₃C и VC возрастают и появляется карбид NbC, природа происхождения которого также как и у Fe₃(W,Mo)₃C - вторичная. При цементационной выдержке, которую проводят при 950 °С в среде природного газа в течение 20 ч наблюдаются распад, сфероидизация и коалесценция карбидных частиц, вследствие чего устраняются зоны, сильно обогащенные избыточными фазами, а карбидная сетка по границам зерен металлической основы практически исчезает и структура сталей становится более однородной [8, 9].

При последующей термической обработке происходят качественные и количественные изменения карбидной составляющей сплавов, связанные в первую очередь с диффузионным перераспределением легирующих элементов между металлической основой и избыточными фазами [9]. Причем степень трансформации структуры стали очень сильно зависит от ее химического состава - при определенном соотношении легирующих элементов при нагреве под закалку достигается растворение основной массы первичных карбидов, а нерастворившиеся, вследствие сфероидизации, приобретают благоприятную округлую форму. Как следствие, сталь после полной термической обработки, с точки зрения распределения избыточных фаз, обладает весьма однородной структурой. Основным карбидом после закалки и отпуска является VC. Особый интерес представляет также усиление интерференционных линий NbC, что связано с активным участием Nb при отпуске в процессе дисперсионного твердения стали [9].

С учетом особенностей химического состава стали режимы ее термической обработки после цементации оптимизировали [11]. Рекомендуются закалка от 1220 °С и трехкратный отпуск при 600 °С с выдержкой по 1ч. После оптимальной обработки рабочая твердость слоя возрастает до 67-69 HRC, а теплостойкость (HRC 60) - до 675 °С.

Основной причиной высокой теплостойкости является повышенная степень легированности твердого раствора, а также интенсивное вторичное твердение стали при отпуске, где особую роль играет Nb. Сочетание дис-

персных карбидов высокой твердости и высоколегированного мартенсита обеспечивает лучшую износостойкость цементованного слоя. По этому показателю цементованная сталь превосходит Р6М5 более чем в 2 раза - скорость потери массы образцов соответственно 36,4 и 76,2 мг/ч. В то же время твердость сердцевины стали после цементации и термической обработки не превышает 30 HRC, что наряду с благоприятными формой и характером распределения избыточных карбидов является залогом высокой ударной вязкости сердцевины (до 70 Дж/см²) и инструмента в целом (до 20 Дж/см²). Для повышения ударной вязкости рекомендуется первый отпуск проводить при 560 °С, второй и третий - при 600 °С [7].

Стойкость литого инструмента при использовании нетрадиционных быстрорежущих сталей возрастает до 4 раз [11].

Список литературы: 1. Чаус А.С. и др. Структурная наследственность и особенности разрушения быстрорежущих сталей. -МиТОМ, 1997, № 2, с. 9-11. 2. Чаус А. С., Рудницкий Ф.И. Влияние модифицирования на структуру и свойства литых вольфрамомолибденовых быстрорежущих сталей. -МиТОМ, 1989, № 2, с. 27-32. 3. Чаус А.С., Мургащ М. Кинетика фазовых превращений при кристаллизации быстрорежущей стали в магнитном поле. -ФММ, 1998, Т. 85, № 6, с. 127-131. 4. Мургащ М., Чаус А.С. Использование магнитного поля при электрошлаковом переплаве стали. -ФиХОМ, 1998, № 2, с. 99-107. 5. Кремнев Л.С. Заэвтектоидные быстрорежущие стали. -МиТОМ, 1985, № 8, с. 24-25. 6. Чаус А.С. О перспективе использования низколегированной безвольфрамовой быстрорежущей стали 11М5Ф для литого инструмента. -МиТОМ, 1998, № 8, с. 15-20. 7. А.с. 1474179 СССР. Быстрорежущая сталь / А.С.Чаус и др. // Открытия. Изобретения, 1989. № 15, с. 97. 8. Чаус А.С. Структура и свойства литой цементуемой быстрорежущей стали. -Изв.вузов. Черная металлургия, 1998, № 11, с. 30-34. 9. Чаус А.С., Латышев И.В. Влияние ванадия, титана и ниобия на формирование структуры литой фольфрамомолибденовой быстрорежущей стали. -ФММ, 1999, Т. 88, № 5. с. 50-57. 10. Мовчан В.И., Иванов Л.И. Цементуемые быстрорежущие стали. В кн.: Обработка материалов резанием. -М.:, 1980, с. 35-37. 11. Chaus A. S., Latyshev I. V. Improvement of durability of as-cast high-speed steel tool by carburizing. In Proc. of the Int. Conf. TOOLS 2000. -Bratislava: STU, 2000, s. 112-115.

ОСОБЕННОСТИ НАГРУЖЕНИЯ И РАБОТЫ ПОРШНЕВЫХ КОЛЕЦ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

Чернета О.Г., Коробочка А.Н. (ДГТУ, г. Днепродзержинск, Украина)
Пустовойт А.М. (ДКХЗ, г. Днепродзержинск, Украина)

Solution is given of the contact problem in the presence of wear of a piston ring under the condition of nonstationary external loading. The case of periodical loading is considered. The results of numeral calculation are presented.

Поршневые кольца двигателя внутреннего сгорания выполняют герметизирующую функцию в процессе превращения тепловой энергии сгорающего топлива в механическую энергию, влияющие на формирование крутящего момента на выходном валу коленчатого вала, обеспечивая развитие двигателем максимальных технико-экономических характеристик и показателей. Нормальную работу поршневого кольца в условиях термодинамических, динамических, коррозионных и знакопеременных нагрузений обеспечивают специальные износостойкие покрытия (как традиционные хромированные, так и нитридосодержащие). Они в последнее время в силу более высоких физико-механических свойств получают более широкое применение, что обеспечивается минимальной мощностью, необходимой для холостого хода двигателя внутреннего сгорания, стабилизацией момента трения и температуры, степени геометрического соответствия контактной поверхности.

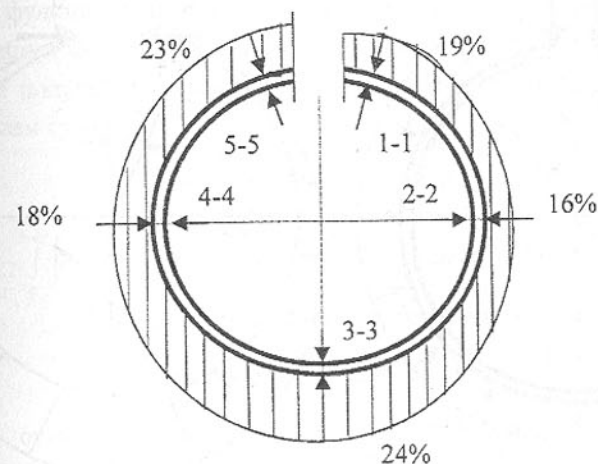


Рис. 1. Износ поршневого кольца по контуру рабочей поверхности

Проведенные замеры геометрических параметров партии компрессионных колец диаметром 100 мм, которые были заменены в результате износа при достижении двигателем критических технико-механических показателей, позволяют получить примерное распределение износа поршневых колец в определенных зонах по контуру кольца (рис.1) в сечениях 1-1, 2-2, 3-3, 4-4, 5-5.

Как видно из (рис.1) в результате проведенных исследований наиболее высокому износу до 24% подвержена зона в сечении 3-3, противоположно лежащая от замка кольца. Меньше подвержены износу зоны 1-1 и 5-5 (19-23%) и зоны 2-2 и 4-4 по (16-18%). Такая неравномерность степени износа вызвала необходимость в определении реального контактного давления поршневого кольца на стенку цилиндра. Давление на поршневое кольцо со стороны цилиндра двигателя является определяющим силовым фактором при формировании режима нагружения в этой паре. Так в рамках одномерной контактной задачи на основе теории изгиба бруса малой кривизны можно представить, что кольцо не будет плотно соприкасаться с поверхностью цилиндра по всему контуру окружности. На участке 1-2 и 5-4 (рис.2) имеет место неплотного прилегания поршневого кольца к поверхности цилиндра, в тоже время на участках 2-3 и 4-3 прослеживается плотное прилегание, что объясняется невозможностью выравнивания кривизны кольца и цилиндра из-за ограниченной степени свободы в кольцевых зонах.

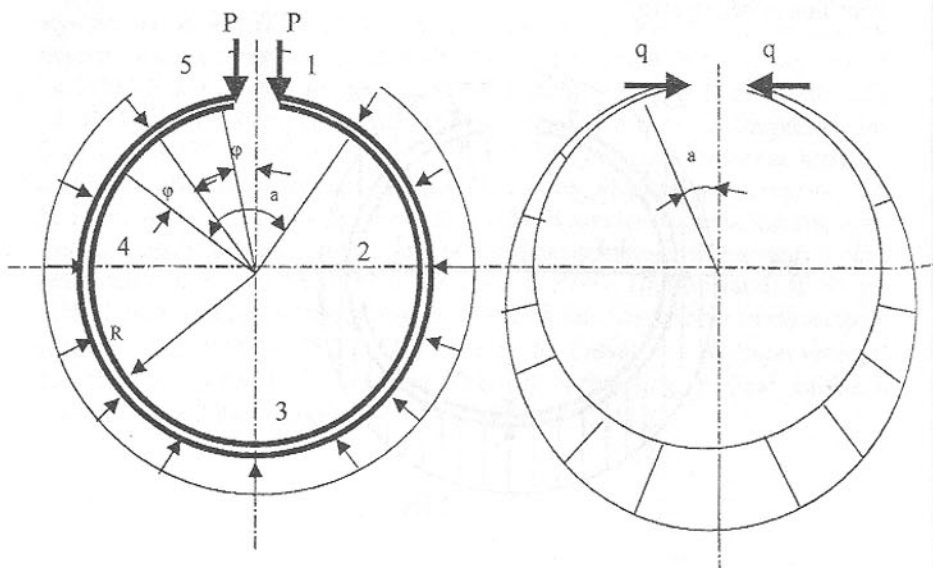


Рис. 2. Схема и эпюра нагружения поршневого кольца

В точках 1 и 5 со стороны поверхности цилиндра действуют сосредоточенные силы P , а по части контура 4-3 и 2-3 контактные давления или равномерно распределенная нагрузка q . Такая постановка картины формирования контактного давления рассматривается в работе [1].

В соответствии с принятой схемой определяем контактное давление q , исходя из условия равенства сближения концов кольца [2], принимая цилиндр абсолютно жестким в радиальном направлении:

$$\Delta = 2\pi(r_k - r_y), \quad (1)$$

где Δ - разность зазоров кольца в свободном состоянии и в сборе, м;

r_k - наружный радиус кольца в свободном состоянии, м;

r_y - внутренний радиус цилиндра, м;

Из условия равновесия определяем сосредоточенную силу, P, H , действующую в торцевом сечении поршневого кольца:

$$P = qr \sin \alpha, \quad (2)$$

где α - угол, определяющий длину участков разной кривизны, рад. Далее определяем сближение концов кольца Δ как функцию от q с помощью интеграла Мора [6]:

$$\Delta = \sum_{i=1}^n \int \frac{M_{zi}(\varphi) \bar{M}_{zi}(\varphi)}{EI_i} r d\varphi, \quad (3)$$

где n - число участков кольца;

ℓ_i - длина i -го участка, м;

$M_{zi}(\varphi)$ - функция изгибающего момента i -м участке, Н.м;

$\bar{M}_{zi}(\varphi)$ - функция изгибающего момента от единичной силы, м;

EI_i - изгибная жесткость кольца в своей плоскости, Н.м.².

После получения выражений изгибающих моментов $M_{zi}(\varphi)$ и $\bar{M}_{zi}(\varphi)$ раскрываем сумму (3):

$$\Delta = \frac{2}{EI_i} \int_0^\alpha Pr \sin \varphi [r(1 - \cos \varphi)] d\varphi + \frac{2}{EI_i} \int_0^{\pi-\alpha} [Pr \sin(\alpha + \varphi) + qr^2(1 - \cos \varphi)] (1 - \cos(\alpha + \varphi)) r d\varphi. \quad (4)$$

После интегрирования выражения (4) получим:

$$\Delta = \frac{qr^4}{EI_i} [\sin \alpha + (\pi - \alpha)(2 + \cos \alpha)], \quad (5)$$

откуда получаем величину контактного давления:

$$q = \frac{EI_i \Delta}{r^4 [3 \sin \alpha + (\pi - \alpha)(2 + \cos \alpha)]}. \quad (6)$$

Выражение (6) является общим. В частном случае при $\alpha = 0$ получаем известную формулу (1):

$$q = \frac{EI_t \Delta}{3\pi r_y^4} \quad (7)$$

Записываем условие выравнивания кривизны кольца и цилиндра в точке 2:

$$-Pr_y \sin \alpha = EI_t \left(\frac{1}{r_k} - \frac{1}{r_y} \right) \quad (8)$$

Или после выражения силы P через q :

$$-qr_y^2 \sin^2 \alpha = EI_t \left(\frac{1}{r_k} - \frac{1}{r_y} \right) \quad (9)$$

где $\frac{1}{r_k} - \frac{1}{r_y}$ - приращение кривизны кольца.

Выражаем приращение кривизны через разность зазоров Δ из формулы (1):

$$\frac{1}{r_k} - \frac{1}{r_y} = -\frac{1}{r_y \left(1 + \frac{2\pi r_y}{\Delta} \right)} \quad (10)$$

Переписываем выражение (9) с учетом (6) и (10):

$$\frac{EI_t \Delta r_y^2 \sin^2 \alpha}{r_y^2 [3 \sin \alpha + (\pi - \alpha)(2 + \cos \alpha)]} = -\frac{EI_t}{r_y \left(1 + \frac{2\pi r_y}{\Delta} \right)} \quad (11)$$

Или после сокращения получим выражение:

$$\frac{\sin^2 \alpha}{r_y [3 \sin \alpha + (\pi - \alpha)(2 + \cos \alpha)]} = \frac{1}{\Delta + 2\pi r_y} \quad (12)$$

Откуда получаем следующее тригонометрическое выражение:

$$(\Delta + 2\pi r_y) \sin^2 \alpha - 3r_y \sin \alpha - 2\pi r_y + 3r_y \alpha + r_y \alpha \cos \alpha - \pi r_y \cos \alpha = 0 \quad (13)$$

Аналитическое решение уравнения (13) затруднительно, поэтому получены численные решения для ряда поршневых колец сведены в таблицу 1.1. На участке 2-3-2' в силу постоянства кривизны действует постоянный, он же расчетный изгибающий момент, который с учетом выражения (2) принимает следующий вид:

$$M_z = qr_y^2 \sin^2 \alpha \quad (14)$$

где контактное давление q определяется по формуле (6). Тогда можно записать формулу для определения максимальных нормальных напряжений:

$$\sigma = \frac{6EI_t \Delta \sin^2 \alpha}{r_y^2 [3 \sin \alpha + (\pi - 2)(2 + \cos \alpha)] h \delta^2} \quad (15)$$

где σ - максимальное нормальное напряжение, Па;

h - осевая высота кольца, м;

δ - радиальная толщина кольца, м.

Расчеты по формуле (14) и (15) также сводятся в таблицу 1.1.

Таблица 1.1 - Основные характеристики нагружения колец разных двигателей.

№	Двигатель	R_y , мм	Δ , мм	α°	Q , Н/м	σ , МПа
1	Москвич 412-Э	41	9.7	72.3	387.4	262.7
2	ЗИЛ-130	50	16.3	71.8	1506.3	424.8
3	КамАЗ 5430	60	12	72.6	807.3	211.6

Как следует из приведенных результатов, угол выравнивания кривизны кольца и цилиндра имеет существенную величину, которая находится в пределах $71.8^\circ - 72.6^\circ$ и практически не зависит от размеров поршневой группы, объясняя наличие области неплотного прилегания и превалирующей износ на участках, примыкающих к зазору кольца.

Таким образом, разработана новая математическая модель контактного взаимодействия между поршневым кольцом и стенкой цилиндра.

Список литературы: 1. Бейгул О.Г., Коробочка А.Н., Чернета О.Г. Математическая модель контактного взаимодействия между поршневым кольцом и стенкой цилиндра. - Системні технології. Збірник наукових праць. № 8-Дніпропетровськ, 2000 р. 2. Федосеев В.И. Избранные задачи и вопросы по сопротивлению материалов. - М.: Наука, 1967. - 376с.

НОВЫЙ ПРОЦЕСС ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО РАЗДЕЛЕНИЯ МЕДНО - СЕРЕБРЯНЫХ СПЛАВОВ В СУЛЬФАТНОМ ЭЛЕКТРОЛИТЕ

Чернюк О.В., Золотухин В.А., Самсонов А.И.
(ДонИЦМ, г. Донецк, Украина)

Mechanism of the anodic dissolution of copper-silver alloys with a silver content up to 30% in a sulfuric electrolyte has been studied. The end effect consists in

the fact that sliming of high-pure silver is observed practically in anode space only, and on cathode silver-free copper deposits.

Для повышения срока службы, износостойкости, малого переходного сопротивления в контактах и других ценных качеств электронной и радиотехнической аппаратуры ответственные токоведущие элементы изготавливаются на основе медно – серебряных сплавов или их покрывают серебром. При списании с эксплуатации изделий, отходов и оборудования радиоэлектронной и электротехнической продукции возникают задачи экономически выгодной утилизации драгоценных металлов, которые в них содержатся.

Вторичное сырье с целью извлечения драгоценных металлов в СССР перерабатывалось централизованно на крупных предприятиях цветной металлургии Урала и Сибири, что позволяло в условиях крупнотоннажного производства достаточно эффективно решать технико – экономические и экологические проблемы многоступенчатой технологии передела в рамках существующих мощностей, используя существующие технологии. При организации же небольших производств нужны другие технологии переработки сырья, позволяющие разрешать более глубокие для мелкомасштабных производств противоречия между требованиями технологичности, рентабельности и экологической безопасности. В процессе утилизации отходов радиоэлектронной и электротехнической промышленности возникает задача экономически и экологически приемлемого разделения компонентов медно – серебряных сплавов с высоким содержанием серебра (до 30 % и более). Сплавы, указанного состава, также образуются при использовании меди в качестве аккумулирующего металла в результате переработки бедных серебросодержащих шлаков, полиметаллического электро – радиотехнического лома и. т. д., в результате последующего огневого рафинирования.

Хорошо известны электрохимические технологии рафинирования сплавов медь – серебро с малым содержанием серебра (до 0.5%, сульфатные электролиты [1]) и с большим содержанием серебра (80-90% и более, слабокислые нитратные электролиты). Первый вариант экологически чистый и был бы вполне приемлем, но в стандартных условиях практически нереализуем на сплавах с повышенной концентрацией серебра из-за быстрой и полной пассивации анодов. Представляющий же практический интерес для решения задачи второй вариант технологии имеет существенные недостатки, – электролиз нитратных электролитов связан с образованием токсичных оксидов азота.

Сплавы с промежуточным содержанием серебра подвергаются многостадийному пирометаллургическому и химическому переделу. Поэтому нами была проведена работа по организации процесса рафинирования

сплавов медь-серебро, богатых серебром (до 30% ат.) в сульфатном электролите, исключаяющие стадии процесса, на которых образуются токсичные продукты и при котором можно получить максимально чистые основные продукты рафинирования сплава – катодную медь с минимальным содержанием серебра, и анодный шлак серебра с минимальным содержанием меди.

В стандартных условиях медеаффинажного передела, при растворении сплавов богатых по серебру, на катоде содержание серебра достигает 0,5 – 2%, в катодных дендритах 4 – 6%. Анодный шлак содержит много меди, 15 – 40%, поэтому катодный осадок и анодный шлак требуют дополнительного передела для получения катодной меди и серебряных анодов под аффинаж серебра. Металлографический анализ показал, что в шламе наряду с мелкими кристаллами, характерными для структуры самого сплава, присутствуют крупные трехмерные и лепестковые (плоские) дендриты с размерами, на порядок большими. Это явление однозначно указывает на протекание реакции вторичной кристаллизации серебра в растворе, что возможно, если там есть ионы серебра.

Можно предположить, что при анодной поляризации в указанных условиях на аноде протекает не только реакция окисления меди, но и реакция окисления серебра. Продукт этой реакции – ионы Ag^+ , они мигрируют в катодное пространство, где и восстанавливаются до металла. Подтверждают это и результаты измерения анодных потенциалов. На сплавах медь – серебро при развертке потенциала в анодную область наблюдается два пика. Первый соответствует области активного растворения и последующей солевой пассивации участков меди на поверхности анода, второй – растворению и пассивации серебра. Глубокая пассивация анодов обусловлена образованием на его поверхности солевых пленок сульфатов меди и серебра, по-видимому, включающих в себя потерявшие контакт с анодом его фрагменты и восстановленное в растворе металлическое серебро, вероятно в коллоидной форме. Эти особенности делают шламовую пленку плохо растворимой и устойчивой.

Очевидно, что задача создания более совершенной электролитической технологии рафинирования медно – серебряных сплавов в сернокислотном электролите заключается в том, чтобы предотвратить образование шламовой пленки (пассивацию анода), по возможности полностью восстановить ионы серебра в анодном пространстве, не допуская их попадания в катодное пространство.

В связи с наличием в катодном осадке серебра, что связано с переходом серебра с анода в виде Ag_2SO_4 [2], возникает вопрос о том, что является его восстановителем. Из всех компонентов системы вероятным восстановителем представляются ионы одновалентной меди. Термодинамиче-

ски они могут образовываться при анодной поляризации. Кроме того, у поверхности меди существует равновесие $2\text{Cu}^+ \text{ Cu} + \text{Cu}^{2+}$ с константой $1.5 \cdot 10^{-6}$ (реакция диспропорционирования), которое может при расходовании ионов Cu^+ смещаться в сторону их образования. Действительно, опытами было установлено, что введение Cu^+ в пробу рабочего электролита, содержащего ионы серебра, приводит к их химическому восстановлению, т.е. протекает реакция $\text{Cu}^+ + \text{Ag}^+ \rightarrow \text{Cu}^{2+} + \text{Ag}$. Однако, по-видимому, образующееся при анодном растворении богатых серебром сплавов количество одновалентной меди недостаточно для полного восстановления образовавшихся ионов серебра, поэтому последние накапливаются в анолите и проникают через диафрагму в католит, где и восстанавливаются. Следовательно, возникает задача повысить концентрацию ионов одновалентной меди в электролите.

Известно, однако, что простые соединения Cu^+ в водных растворах неустойчивы. Тем не менее, как и другие переходные металлы, одновалентная медь может образовывать стойкие комплексы [3] с олефиновыми соединениями содержащими двойные связи в молекулах и обладающими высокой реакционной способностью в реакциях присоединения. Действительно, в [4-5] было показано, что добавки к сернокислому электролиту меднения некоторых ненасыщенных соединений заметно повышали концентрацию ионов Cu^+ в растворе. Предварительные эксперименты по анодному растворению медно – серебряных сплавов с использованием стабилизирующей добавки показали перспективность таких исследований.

На основании изложенных соображений нами был разработан [6] новый эффективный процесс рафинирования богатых по серебру сплавов $\text{Cu}-\text{Ag}$. При введении в электролит, стабилизирующей одновалентную медь, добавки серебро практически полностью восстанавливается из раствора в анодном пространстве. Катодный осадок имеет плотную структуру с содержанием серебра 0.012 %, что соответствует марки катодной меди М0. Также получен анодный шлак, содержащий 98-99% серебра. Высокая чистота серебра анодного шлама косвенно указывает на то, что в нем, даже если и появляется металлическая медь (осыпание с анода), она растворяется по реакции диспропорционирования, а образовавшиеся ионы Cu^+ тут же восстанавливают серебро. Анализ потенциодинамических вольт - амперных зависимостей, полученных в электролите, содержащего стабилизирующую добавку, показывает, что в ее присутствии интенсифицируется не только процесс анодного растворения серебряной фазы, но и медной фазы. Это объясняется ростом интенсивности отвода от поверхности анода ионов серебра и меди, сульфаты которых ответственны за солевую пассивацию анодов. Таким образом, использование стабилизирующей добавки позволяет вести медерафинировочный передел богатых по серебру анодов с по-

лучением товарной катодной меди и богатого по серебру анодного шлама пригодного для аффинажа без предварительной доводки, в условиях низкой пассивируемости анодов.

Для проверки и уточнения результатов, полученных в лабораторных условиях, были проведены опытно – промышленные испытания в электролизном отделении научно – экспериментального комплекса Донецкого института цветных металлов. Ванна, объемом 400 л, изготовленная из нержавеющей стали футерованная изнутри диабазовой плиткой. В качестве анодов использовали медно – серебряный сплав с содержанием серебра 15.6%. Применялся электролит следующего состава:

Cu – 35 г/л; H_2SO_4 – 150 г/л; стабилизирующая добавка – 5 мг/л. Температура электролита – 40°C . Плотность тока – 150 А/м^2 . Катоды из нержавеющей стали размером 36.5×42.5 в количестве 11 штук. Для предотвращения попадания анодного шлама в катодный осадок, катоды помещались в полипропиленовые диафрагмы. Результаты опытно – промышленных испытаний подтвердили лабораторные исследования. Получены следующие результаты: содержание серебра в катодной меди 0.017%, содержание серебра в анодном шламе 98.2%.

Вывод:

В результате исследований, ДонИЦМ был создан и внедрен в производство процесс электролитического рафинирования меди с повышенным содержанием серебра в аноде. Предложенная технология позволила сократить технологическую схему переработки указанного сырья, что уменьшает потери серебра, сокращает производственные расходы и улучшает экологические показатели производства.

Список литературы: 1. Баймаков Ю.В., Жулин А.И. // Электролиз в гидрометаллургии. -М.: Металлургиздат, 1963.-67с. 2. Справочник по электрохимии // Под редакцией А.М. Сухотина. – Л.: Химия, 1981. 3. Варгалюк В.Ф., Лошкарев Ю.М., Полонский В.А., Хорошавкина Н.В. Электрохимия. М.:Т.ХИ., №9, 1986, с. 1229-1231. 4. Гамали И.В., Самсонов А.И., Электрохимия. М.:Т.ХИ., №11, 1988, с.1488-1492. 5. Варгалюк В.Ф., Лошкарев Ю.М., Полонский В.А. Электрохимия. М.: т.ХИ, №5, 1985, с.603-607. 6. Гамали И.В., Чернюк О.В., Стороженко В.Н., Самсонов А.И., Кошель Н.Д., Золотухин В.А. Патент Украины. Мкл⁶ C22B 15/14, C22B 61/60, №99127098, приоритет от 27.12.1999 г.

ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО - ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОРОД КРОВЛИ В ПРИЗАБОЙНОМ ПРОСТРАНСТВЕ

Чичикало Н.И. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In clause the results of modeling of work information - measuring system intended for definition of a loaded condition to a roof in an operating time of an obtaining complex, mechanized a corner are submitted

Одной из далеко не безопасных функций горного мастера является постоянное наблюдение за состоянием пород кровли в призабойном пространстве. Согласно «Правил ведения горных работ» работы по выемке угля должны быть приостановлены для выкладки костров при наличии купола над тремя секциями крепи подряд. Поскольку практически невозможно сделать постоянным визуальный контроль, то имеют место простои, обусловленные ликвидацией последствий обрушений в призабойном пространстве. Только с помощью информационно - измерительной системы (ИИС «Горный мастер») можно своевременно контролировать ситуацию, связанную с состоянием контакта кровли с перекрытием секций крепи, и предотвращать аварийные ситуации. Основой для создания такой ИИС является установленный механизм взаимодействия объекта и системы, основанный на их конструктивно - функционально - технологическом единстве и обеспечивающий добычной участок требуемой информацией в реальном режиме работы механизированного комплекса [1]. При современном развитии информационных и вычислительных средств реализация такого контроля вполне возможна, и зависит от стадии оснащения измерительными средствами. Рассмотрим принципы построения и реализации ИИС «Горный мастер».

Типовые этапы построения ИИС включают:

- идентификацию напряжённо - деформированного состояния пород кровли в призабойном пространстве путём определения нагруженного состояния консоли. При этом необходимо выполнение условия, чтобы конкретное измеряемое значение, подлежащее определению контролируемой нагрузки, было представительным для описываемого процесса или состояния;

- установление вида и диапазона измерительного сигнала, являющегося достоверным отображением представляющих интерес переменных контролируемого процесса. Это означает, в частности, что погрешности измерения всех видов имеют лишь пренебрежимо малую величину; также учитываются погрешности, которые могут возникнуть между измерением и анализом;

- рассмотрение способов помехозащищённости линии передачи сигнала;

- оптимальное использование входного измерительного диапазона;

- экспериментальные исследования в промышленных условиях для настройки входного диапазона измерений и с целью определения возможной амплитуды сигнала и избежания перегрузки по входу. Чтобы уменьшить эту погрешность до минимума, диапазон измерений выбран с таким расчётом, чтобы охватывались отклонения от среднего значения порядка трёх-четырёх среднеквадратичных отклонений;

- выбор входных фильтров верхних частот первого порядка для анализа аналогового сигнала и подключения ко входу для подавления постоянной составляющей и более полного использования диапазона измерения амплитуд.

- получение цифрового сигнала, преимущества которого заключаются в сравнительно надёжной передаче сигнала без помех, простоте запоминания и удобстве использования. Поэтому целесообразно сразу получать результаты в цифровом виде.

В результате анализа типовых этапов, предшествующих построению ИИС, очевидно, что только с помощью большого объёма экспериментальных и теоретических исследований можно получить ответ на количественном уровне. Это даёт возможность определять нагруженное состояние напряжённо - деформированных объектов добычного участка работающей в сложных условиях взаимодействия машин и механизмов с вмещающими породами.

Экспериментальные исследования проведены с помощью физической модели [2]. В качестве имитатора нагрузки со стороны вмещающих пород использован круговой стенд Донецкого государственного угольного института ДонУГИ, предназначенный для испытаний механизированных крепей любых модификаций. Такая модель позволила в масштабе 1:1 отработать варианты структур ИИС добычных напряжённо - деформированных объектов на испытательном стенде, способы установки датчиков нагрузки на секциях крепи типа М - 87 и М - 103 с последующей проверкой адекватности полученных результатов на этих же секциях в шахтных условиях, алгоритмов для построения карт нагруженного состояния механизированных крепей в реальном масштабе времени, а также алгоритмов формирования уставок взаимной адаптации ИИС и объекта. Физическая модель экспонировалась на международной выставке - ярмарке в г. Познань, Польша.

Расширенные по сравнению с моделью функции ИИС представлены алгоритмами определения нагруженного состояния и уставок взаимной

адаптации ИИС и напряженно - деформированного добычного объекта (НДО) и апробированы методами имитационного моделирования.

Суть алгоритмов заключается в следующем. Двигаясь относительно секций со скоростью подачи V_m , угольный комбайн может совершать: рабочий ход; простой по причине горно-геологических нарушений; простой по прочим причинам; холостой ход.

Выбор уставок взаимной адаптации ИИС и НДО с целью ликвидации простоев, обусловленных напряженно - деформированным состоянием, зависит от наруженного состояния опрашиваемых секций (см. табл.6.1) и режущего органа комбайна. Состояние «рабочий ход» наступает, если $V_{ni} < V_{rri}$, где V_{rri} - скорость подачи комбайна с учётом горно-геологических условий или с вероятностью $P=0,05$ при $V_{ni} \geq V_{rri}$.

Время движения комбайна от стойки к стойке определяется по формуле:

$$t_{pi} = h_{ci} \cdot V_{ci},$$

где время рабочего хода за j - й цикл определяется по формуле:

$$T_{pj} = \sum_{i=1}^p t_{pi}.$$

h_c - шаг стоек ($h_c=0,8$ м); p - количество опрашиваемых стоек.

Простой по причине горно-геологических условий наступает с вероятностью $P=0,95$, если $V_{ni} > V_{rri}$. Время простоя определяется, как случайная величина, распределённая по экспоненциальному закону:

$$t_{nri} = -\bar{t}_{nr} \ln(\xi),$$

где $\bar{t}_{nr}$ - среднее время простоев по горно-геологическим условиям;

ξ - случайная величина, находящаяся в интервале 0 + 1, распределённая по равномерному закону. Время простоев в течение j -цикла определяется по формуле:

$$T_{nri} = \sum_{i=1}^{p1} t_{nri} l_1 < n, p_1 < n.$$

Простой по прочим причинам возникают, если $\xi < p_{nn} \cdot I \cdot h_c$, где p_{nn} - приведенная к 1 м лавы вероятность возникновения простоя угольного комбайна по прочим причинам $p_{nn} = 0,005$ 1/м;

ξ - случайная величина в интервале 0 - 1.

Время простоя по прочим причинам определяется по формуле:

$$t_{nri} = -\bar{t}_{nr} \ln(\xi)$$

Время простоя в течение j -цикла

$$T_{nri} = \sum_{i=1}^{p2} t_{nri} l_2 < n, p_2 < n.$$

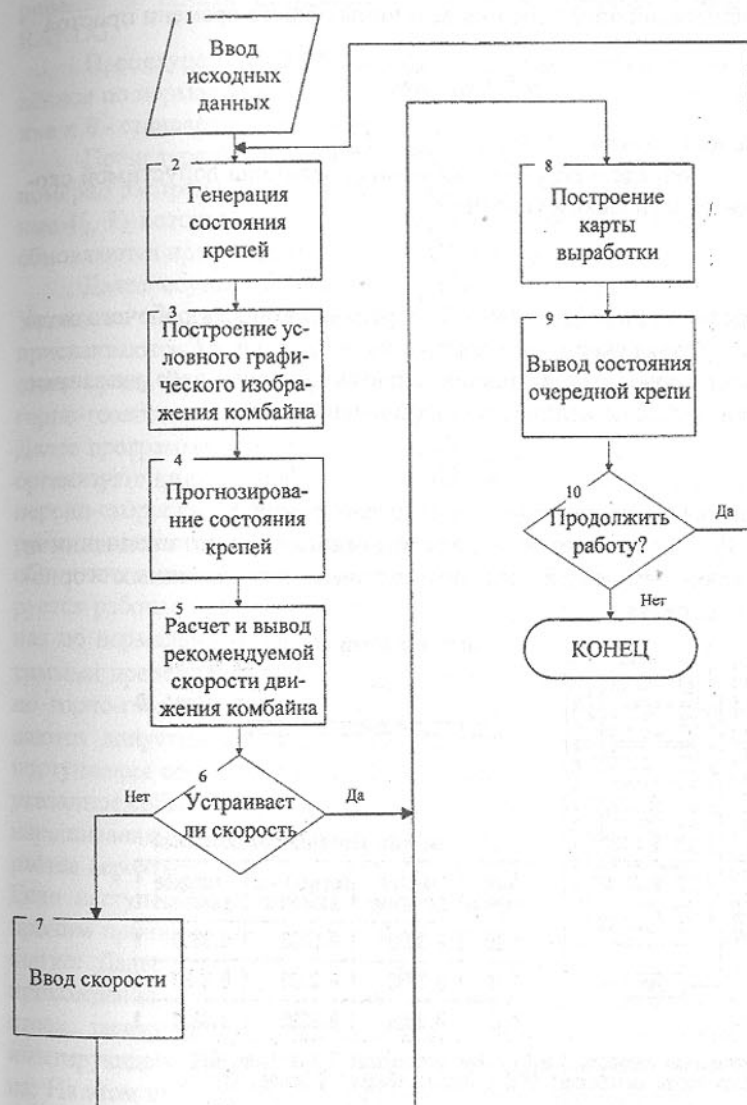


Рис.1. Алгоритм моделирования состояния секции крепи

По окончании рабочего хода комбайна моделируется время холостого хода, как случайная величина, равномерно распределённая в интервале $[T_1, T_2]$:

$$T_1 \leq T_{xx} \leq T_2, \quad T_{xx} = T_1 + (T_2 - T_1) \xi$$

За j -ый цикл испытаний определяются величины общего времени простоя

$$T_{nj} = T_{nrj} + T_{nnj},$$

общей длительности цикла $T_j = T_{nj} + T_{pxj} + T_{xxj}$.

Кроме того, определяется средняя за цикл величина допустимой скорости по горно-геологическим условиям:

$$V_{rrj} = \sum_{i=1}^n \frac{V_{rri}}{n}.$$

Средняя скорость за цикл $V_{nin} = 2nh_c / T_j$. Средняя скорость рабочего хода $V_{pxj} = nh_c / T_{pxj}$. Средняя скорость холостого хода $V_{xxj} = nh_c / T_{xxj}$.

На модели проводится m циклов испытаний, после чего указанные величины усредняются по количеству циклов испытаний.

$$X = \frac{1}{m} \cdot \sum_{j=1}^m X_j,$$

где X, X_j - любая из десяти величин, перечисленных выше.

Если $V_{pxj+1} > V_{pxj}$, то параметры модели запоминаются и по окончании m циклов испытаний выдаются как оптимальные при заданных горно-геологических условиях.

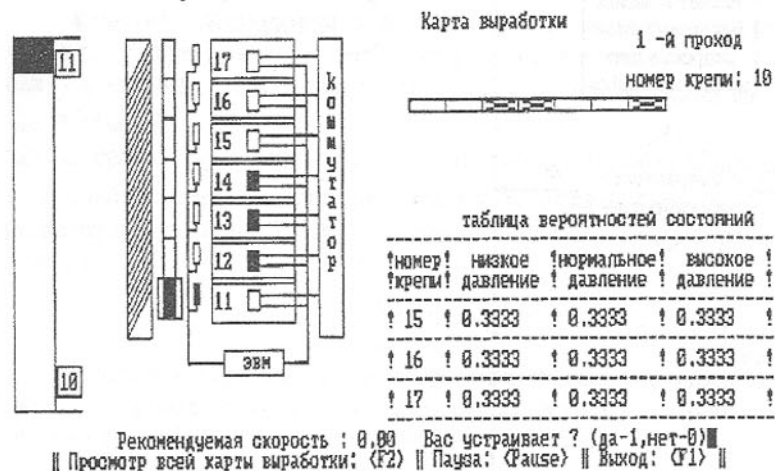


Рис.2. Фрагмент карты напряжённо - деформированного состояния кровли

Реализация алгоритма решения задачи определения состояния кровли и выдачи рекомендаций осуществляется программой, представляющей собой главную процедуру MODEL, которая выполняет функцию модели-

рования и печати результатов и ряда внутренних процедур - RAND, RANDG.

Процедура RAND (A,B,C) формирует начальное число C , распределённое по нормальному закону с параметрами: A - математическое ожидание и B - стандартное отклонение.

Процедура без параметров даёт на выходе переменную RAND, равномерно распределённую в интервале $[0-1]$. Входными являются переменные V_1, V_2 , которым присвоены начальные значения операторов и которые обновляются при каждом обращении к подпрограмме.

Далее осуществляется дискретизация рабочей скорости комбайна. Установка скорости комбайна формируется в переменной V . Переменным присваиваются начальные значения. Моделируется массив MS сигналов от стоек крепи. Затем формируется массив VGM скоростей, допустимых по горно-геологическим условиям, при которых не происходят обрушения. Далее программа представляет собой группу вложенных циклов, которые организуют циклы перебора средних значений скорости комбайна и дисперсии скорости, запускают цикл по количеству серий испытаний, имитируют продвижение комбайна вдоль стоек крепи. Перед запуском циклов обнуляются переменные, в которых накапливается информация. Моделируется рабочая скорость комбайна, как случайная величина, распределённая по нормальному закону. Полученная скорость ограничивается допустимыми пределами $0 < VR \leq 6$. Затем моделируется допустимая скорость по горно-геологическим условиям у очередной стойки крепи. Ограничиваются допустимыми значениями скорости и моделируется вероятность поступления событий «Простой по горно-геологическим условиям». Если указанное событие вероятно, то определяется время простоя и происходит наращивание управляющей переменной цикла. В противном случае проверяется вероятность наступления событий «Простой по прочим причинам». Если наступление событий вероятно, то определяется время простоя по прочим причинам, запоминается номер стойки, у которой произошло событие. Далее моделируют рабочий ход комбайна. Определяется время прохождения комбайном на текущей скорости расстояния, равного шагу стоек. запоминается текущая скорость комбайна. По окончании цикла, имитирующего рабочий ход, моделируется время холостого хода комбайна. На этом цикл оценки напряжённо - деформированного состояния комплекса заканчивается. Происходит определение параметров цикла и накопление их для получения параметров за серию испытаний. В течение работы программы происходит проверка: превышают ли параметры модели в очередной серии испытаний результаты предыдущих испытаний. Если они лучше предыдущих, то запоминаются. По окончании работы всех циклов печатаются средние значения оптимальной рабочей скорости и дисперсии

скорости и печатают график скорости комбайна в оптимальной серии испытаний, усреднённых по количеству испытаний.

Ниже приведен алгоритм моделирования состояния секций крепи (рис.1) и фрагменты карт напряжённо - деформированного состояния кровли, отображаемые на экране ЭВМ для горного мастера (рис.2).

Выводы

Результаты экспериментальных исследований и внедрений ИИС определения нагруженного состояния добычных НДО являются составной частью комплекса аппаратуры адаптивного управления угледобывающим комбайном, вошедшего в каталог разработок ДонГТУ. Разработка защищена авторскими свидетельствами

Список литературы: 1. Чичикало Н.И. Установление механизмов оптимального взаимодействия напряженно-деформированных объектов и измерительных средств. - Донецк: ДонГТУ 2000г.- С. 164-171. 2. Структурно-алгоритмические принципы построения ИИС напряженно-деформированных объектов /Н.И. Чичикало,- Донецк: РИА ДонГТУ, 1998.-178с.

НЕЙРОСЕТЕВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В ЗАДАЧЕ СРАВНИТЕЛЬНОГО АНАЛИЗА В МАШИНОСТРОЕНИИ

Шамаев В.В., Едемская Е.Н., Ефименко К.Н., Павлыш Э.В.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The opportunity of parallel processing of information in a neuronet technologies for the decision of tasks of comparative analysis with reference to conditions of mechanical engineering is shown in the work.

Современные проблемы высокотехнологичных отраслей (в частности, машиностроения) характеризуются высокой степенью распараллеленности обработки информации, что позволяет использовать нейросетевые технологии для решения задач комбинаторной оптимизации. Среди актуальных для производства (в частности, для машиностроения) оптимизационных задач, решение которых может быть эффективно с использованием нейросетевых методов, в первую очередь следует отметить:

- компьютерное распознавание изображений в задаче контроля качества изготовления деталей, в частности в процессе сборки узлов и агрегатов;
- обработка и сравнительный анализ изображений деталей и узлов;
- оперативное обнаружение и классификация аварийных (нештатных) ситуаций и отбраковка изделий по результатам анализа изображений;

Одной из наиболее сложных и актуальных задач обработки изображений, является задача выделения и распознавания движущихся объектов (деталей, узлов, агрегатов на конвейере или сборочной линии) в условиях действия различного рода помех и возмущений.

Для решения задач такого рода авторами предлагается разработка нейронной модели для обработки цифровых изображений, позволяющей:

- выделять изображения движущегося объекта на сложном фоне;
- выполнять оценку линейной и угловой скоростей перемещения объектов;
- идентифицировать объект;
- определять линейные геометрические параметры объекта.

В качестве источника первичной информации целесообразно использовать цифровые фото и видеокамеры, а также использовать сигнал промышленных телевизионных систем (25 кадров/с, 320 TV линий).

Выделение изображений движущихся объектов на сборочном конвейере в предлагаемой модели осуществляется путем построения и анализа поля линейных и угловых скоростей с помощью многослойной локально-связной нейронной сети оригинальной архитектуры. Размерность нейронной сети для изображения формата TV картинки (320x200 пикселей) составляет несколько миллионов нейронов ($\approx$ в 4 раза больше синапсов).

Распознавание выделенных силуэтов и контуров объектов производится на основе самоорганизующейся нейронной сети, предварительно обученной на изображениях объектов рассматриваемых классов (из специализированной БД типовых узлов и агрегатов).

Нейросетевые принципы, заложенные в систему, позволяют проводить ее обучение и переобучение.

Не менее сложной является задача выделения и распознавания объектов на статическом тоновом изображении. В частности, подобные задачи возникают при анализе качества обработки (в частности, при определении шероховатости и текстуры) поверхностей деталей путем компьютерного анализа цифровых изображений. Для решения таких задач предлагается метод сравнительного анализа результатов исследования цифровых изображений, полученных в оптическом и инфракрасном диапазоне. Разработанное программное обеспечение позволяет выделить дефекты и нарушения разного масштабного уровня, включая микродефекты, каверны и полости. Спектральный анализ фрагментов цифровых изображений позволяет установить нарушения технологического цикла (в частности, термической обработки деталей), а также дать оценку трещинной ёмкости микродефектов, обуславливающую прочностные характеристики объектов.

Теоретические проработки этой проблемы и анализ результатов исследований с использованием реальных данных показывают, что вероят-

ность объективного распознавания может достигать 86%. Решение таких сложных задач традиционными методами математического программирования, большинство из которых изначально ориентировано на вычислительную технику с последовательной архитектурой, сопряжено с большими временными затратами, неприспосабливаемыми для многих приложений.

Способность к обучению является фундаментальным свойством мозга. В контексте информационных нейронных сетей процесс обучения может рассматриваться как настройка архитектуры сети и весов связей для эффективного решения задачи. Обычно нейронная сеть должна настроить веса связей по имеющейся обучающей выборке. Функционирование сети улучшается по мере итеративной настройки весовых коэффициентов. Свойство нейронных сетей обучаться на примерах, делает их более привлекательными по сравнению с системами, которые следуют определенной системе правил функционирования, сформулированной экспертами.

Для конструирования процесса обучения, прежде всего, необходимо иметь модель внешней среды, в которой функционирует нейронная сеть - знать доступную для сети информацию. Эта модель определяет парадигму обучения [1]. Во-вторых, необходимо понять, как модифицировать весовые параметры нейронной сети - какие правила обучения управляют процессом настройки. Алгоритм обучения означает процедуру, в которой используются правила обучения для настройки весов.

Существуют три парадигмы обучения: «с учителем», «без учителя» (самообучение) и комбинированная.

В первом случае нейронная сеть располагает правильными ответами (выходами сети) на каждый входной пример. Веса настраиваются так, чтобы сеть производила ответы как можно более близкие к известным правильным ответам. Усиленный вариант обучения с учителем предполагает, что известна только критическая оценка правильности выхода нейронной сети, но не сами правильные значения выхода.

Обучение «без учителя» не требует знания правильных ответов на каждый пример обучающей выборки. В этом случае раскрывается внутренняя структура данных или корреляции между образцами в системе данных, что позволяет распределить образцы по категориям.

При смешанном (комбинированном) обучении часть весов определяется посредством обучения с учителем, в то время как остальная получается с помощью самообучения.

Теория обучения рассматривает три фундаментальных свойства, связанных с обучением на примерах: емкость, сложность образцов и вычислительная сложность. Под *емкостью* понимается, сколько образцов может запомнить сеть, и какие функции и границы принятия решений могут быть на ней сформированы. *Сложность образцов* определяет число обучающих

примеров, необходимых для достижения способности сети к обобщению. Слишком малое число примеров может вызвать «переобученность» сети, когда она хорошо функционирует на примерах обучающей выборки, но плохо - на тестовых примерах, подчиненных тому же статистическому распределению.

Известны 4 основных типа правил обучения: коррекция по ошибке, машина Больцмана, правило Хебба и обучение методом соревнования.

Правило коррекции по ошибке. При обучении с учителем для каждого входного примера задан желаемый выход d . Реальный выход сети y может не совпадать с желаемым. Принцип коррекции по ошибке при обучении состоит в использовании сигнала $(d-y)$ для модификации весов, обеспечивающей постепенное уменьшение ошибки. Обучение имеет место только в случае, когда перцептрон ошибается. Известны различные модификации этого алгоритма обучения [2].

Обучение Больцмана. Представляет собой стохастическое правило обучения, которое следует из информационных теоретических и термодинамических принципов [3]. Целью обучения Больцмана является такая настройка весовых коэффициентов, при которой состояния видимых нейронов удовлетворяют желаемому распределению вероятностей. Обучение Больцмана может рассматриваться как специальный случай коррекции по ошибке, в котором под ошибкой понимается расхождение корреляций состояний в двух режимах.

Правило Хебба. Классическим обучающим правилом является постулат обучения Хебба [4]. Хебб опирался на следующие нейрофизиологические наблюдения: если нейроны с обеих сторон синапса активизируются одновременно и регулярно, то сила синаптической связи возрастает. Изменение синаптического веса зависит только от активности нейронов, которые связаны данным синапсом. Это существенно упрощает цепи обучения.

Обучение методом соревнования. В отличие от обучения Хебба, в котором множество выходных нейронов могут возбуждаться одновременно, при соревновательном обучении выходные нейроны соревнуются между собой за активизацию. Это явление известно, как правило «победитель берет все». Подобное обучение имеет место в биологических нейронных сетях. Обучение посредством соревнования позволяет кластеризовать входные данные (группируются сетью в соответствии с корреляциями и представляются одним элементом). При обучении модифицируются только веса «победившего» нейрона. Эффект достигается за счет такого изменения сохраненного в сети образца (вектора весов связей победившего нейрона), при котором он становится чуть ближе к входному примеру.

Дилемма стабильности-пластичности является важной особенностью обучения методом соревнования. Как обучать новым явлениям (пластич-

ность) и в то же время сохранить стабильность, чтобы существующие знания не были стерты или разрушены?

Для целей обучения предлагаем использовать модели теории адаптивного резонанса. Карпенгер и Гроссберг, разработавшие модели теории адаптивного резонанса (ART1, ART2 и ARTMAP) [5], предприняли попытку решить эту дилемму. Сеть имеет достаточное число выходных элементов, но они не используются до тех пор, пока не возникнет в этом необходимость. Будем полагать, что элемент распределен (не распределен), если он используется (не используется). Обучающий алгоритм корректирует имеющийся прототип категории, только если входной вектор в достаточной степени ему подобен. В этом случае они резонируют. Степень подобия контролируется параметром сходства k , $0 < k < 1$, который связан также с числом категорий. Когда входной вектор недостаточно подобен ни одному существующему прототипу сети, создается новая категория, и с ней связывается нераспределенный элемент с входным вектором в качестве начального значения прототипа. Если не находится нераспределенного элемента, то новый вектор не вызывает реакции сети.

Для иллюстрации модели, рассмотрим сеть ART1, которая рассчитана на бинарный (0/1) вход. Упрощенная схема архитектуры ART1 представлена на рис. 1. Она содержит два слоя элементов с полными связями.

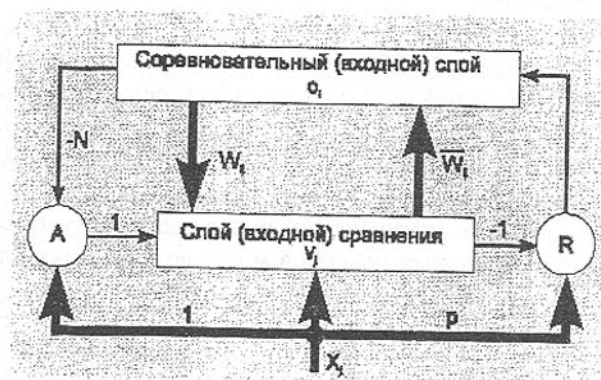


Рис. 1. Сеть ART1.

Направленный сверху вниз весовой вектор w_i соответствует элементу j входного слоя, а направленный снизу вверх весовой вектор i связан с выходным элементом i . Векторы w_i сохраняют прототипы кластеров. Роль нормализации состоит в том, чтобы предотвратить доминирование векторов с большой длиной над векторами с малой длиной. Сигнал сброса R генерируется тогда, когда подобие ниже заданного уровня.

Выводы: Для решения поставленной задачи целесообразно и перспективно применение нейронных моделей и нейросетевых технологий, имеющих широкие перспективы совершенствования и развития. Результатом работы является модель и алгоритм «построения» нейронной сети, обладающей высокими скоростями обучения. Пользователь должен грамотно формализовать задачу, остальное — дело программного обеспечения

Список литературы: 1. S.Haykin, Neural Networks: A Comprehensive Foundation, MacMillan College Publishing Co., New York, 1994. Vol.16. 2. J. Hertz, A. Krogh, and R.G. Palmer, Introduction to the Theory of Neural Computation, Addison-Wesley, Reading, Mass., 1991. Vol. 142. 3. J.A. Anderson and E. Rosenfeld, "Neurocomputing: Foundation of Research", MIT Press, Cambridge, Mass., 1988. Vol. 94. 4. D.O. Hebb, The Organization of Behavior, John Wiley & Sons, New York, 1949. Vol.22. 5. G.A.Carpenter, S. Grossberg, Pattern Recognition by Self Organising Neural Networks, MIT Press, Cambridge, Mass., 1991. Vol. 32.

НОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПЕРЕРАБОТКИ КОНВЕРСИОННОГО ЛОМА И ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ОТХОДОВ

Шаповал А.Н., Сытник А.А., Федотьев А.Н.,
Золотарев Г.Р., Федотьев Н.А.

(Государственный инженерный центр твердых сплавов «Светкермет»,
Институт экономики и новых технологий, Кременчугский государственный
политехнический институт, Украина)

In clause the necessity of development of new technology of processing waste of cemented carbides and conversion breakage is reasonable. The results of researches vibrocrushing these waste in a vibrating mill are given. An opportunity also is shown to receive the crushed particles of the necessary sizes. The opportunity of use restored. of alloys for the cutting tool is shown.

Спеченные твердые сплавы на основе тугоплавких карбидов остаются лучшим инструментальным материалом благодаря высоким значениям физико-механических характеристик. Постоянно возрастает роль твердых сплавов как конструкционных материалов в энергетике, радиоэлектронике, металлургии, горнодобывающих отраслях промышленности.

В Украине проблемы производства и эффективного применения твердых сплавов стоят наиболее остро. Такая ситуация сложилась в результате распада СССР и разрыва сложившихся экономических связей. Ранее вольфрамовый ангидрид, окись кобальта и твердосплавные смеси на

предприятия Украины поставлялись российскими производителями. В настоящее время сырьё (твердосплавные смеси) реализуется по цене готовой продукции, что не даёт возможности украинским производителям твердосплавной продукции составлять конкуренцию российским предприятиям при использовании российского сырья.

Для сокращения импорта сырья в Украине необходимо организовать сбор и переработку отходов вольфрамсодержащих твердых сплавов и конверсионного лома (т.е. изделий из сплавов группы ВН), тем самым несколько снизить остроту дефицита сырья для производства твердосплавных изделий.

Хорошо известны и достаточно изучены основные существующие методы регенерации отходов твердых сплавов [1]. Основные из них такие: химический, фазовое разрушение (цинк-метод), электрофизический, механический, метод взрыва.

Из всех существующих методов регенерации отходов твердых сплавов только химические методы не требуют предварительной сортировки отходов по маркам. Остальные методы предусматривают предварительную очистку от припоя и примесей и сортировку отходов по маркам. Кроме того, все методы переработки требуют дополнительного измельчения продуктов, полученных при реализации этих технологий.

Государственный инженерный центр твердых сплавов «Светкермет» совместно с Кременчугским государственным политехническим институтом проводит исследования по определению оптимальных режимов размола в вибрационной мельнице сплавов групп ВК и ВН с целью получения изделий из стандартных сплавов ВК и новых сплавов марок ВНК15, ВНК8 и ВНК20.

В ходе исследований в вибромельнице измельчали крошку, полученную методом взрыва из кусковых отходов твердых сплавов и конверсионного лома в условиях и по технологии фирмы «Васко ЛТД» (г. Днепропетровск).

В два барабана, объемом 5 литров каждый загружали по 5 кг отходов, 15 кг мелющих тел и 0,6 л этилового спирта. Параметры вибразмола имели следующие значения: составляющие амплитуды колебаний – 3,1; 2,8 мм, частота – 24 Гц.

Характерной особенностью технологического процесса вибрационного размола является наличие в зоне взаимодействия мелющих тел и измельчаемого материала периодических ударных сжимающих сил. Их возникновение обусловлено вибрационным движением частиц рабочей среды, состоящей из мелющих тел и измельчаемого материала. Именно в результате вибрационных движений возникают явления удара и истирания.

Интенсивность вибрационного размола, при определенном соотношении количества мелющих тел и измельчаемого материала, зависит как от скорости относительного движения рабочей среды и мелющих тел, так и от взаимного давления, которое, в свою очередь, является функцией сил инерции и тяжести.

Очевидно, что сила удара мелющего тела имеет прямую зависимость от силы инерции мелющего тела. Определить, удар какого типа будет осуществлен в данной зоне и момент времени, не представляется возможным.

С целью определения общего характера зависимости производительности вибразмола от размеров и массы мелющих тел была поставлена серия опытов.

В ходе экспериментов было установлено, что процесс измельчения идет неравномерно во времени. В начальный момент времени большее влияние на интенсивность размола имеет измельчение ударом. Далее влияние удара несколько снижается, а доминирующее значение приобретает истирающее воздействие размольных тел на измельчаемый материал. Сила удара снижается вследствие уменьшения силы инерции тела за счет падения нормального ускорения [2].

Исследования проводились при использовании мелющих тел цилиндрической формы различной величины и веса (см. табл.1).

Таблица 1

Номер формы мелющего тела	Длина, мм	Диаметр, мм	Масса, г
1	11	10	10,6
2	15	10	14,6
3	20	15	50

Через каждые шесть часов отбирали пробы пульпы и после предварительной сушки просеивали через стандартные сита 30 меш, 150 меш и 350 меш. После этого строились графики зависимости процентного содержания фракции в пульпе во времени. Для оценки интенсивности размола удобнее пользоваться графиком зависимости среднего размера измельчаемых частиц во времени. Эта зависимость для сплава ВК6 приведена на рисунке. Нумерация кривых на рисунке соответствует номерам форм мелющих тел.

Наибольшая производительность размола наблюдается при использовании наиболее крупных мелющих тел. Выход готового материала достигал 90÷95% за 7,8-8 часов работы вибромельницы, тогда как при использовании мелких мелющих тел выход не превышал 80% за 30 часов работы.

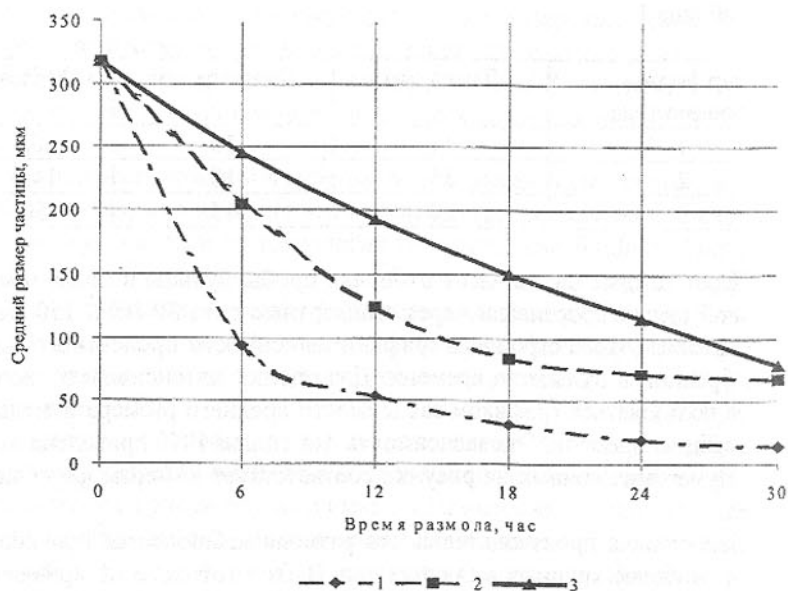
В литературных источниках [3] приведена зависимость размера частиц, в которой уже не может разместиться микротрещина критического размера от различных физико-механических характеристик твердого сплава:

$$d = \frac{0,06bE^2}{\sigma_t^2(1-\mu) \left\{ 1 + 0,4(1+\mu) \ln \left[\frac{76(1-\mu^2)\sigma_t}{E} \right] \right\}}, \quad (1)$$

где E - модуль упругости,
 μ - коэффициент Пуассона,
 b - вектор Бюргерса,
 σ_t - предел текучести.

По этой формуле можно определить средний размер частицы измельченного твердого сплава любой марки. Причем, зная направление и степень изменения физико-механических характеристик различных марок твердого сплава при изменении температуры испытаний, можно получить готовый порошок с размером частиц необходимой величины.

Зная температуру рабочей смеси, состоящей из мелющих тел и измельчаемого материала, а также физико-механические характеристики измельчаемого материала ($\sigma_t = 200 \text{ кг/мм}^2$; $E = 62 \cdot 10^3 \text{ кг/мм}^2$; $\nu = 2,5 \cdot 10^{-8} \text{ см}$) [4].



можно подсчитать размер измельченной частицы:

$$d_k = \frac{0,06 \cdot 2,5 \cdot 10^{-8} \cdot (62 \cdot 10^3)^2}{200^2 \cdot (1-0,21) \left\{ 1 + 0,4 \cdot (1+0,21) \ln \left[\frac{76 \cdot (1-0,21^2) \cdot 200}{62 \cdot 10^3} \right] \right\}} = 6,13 \cdot 10^{-4} \text{ мм} \approx 0,6 \text{ мкм} \quad (2)$$

Гранулометрический анализ измельченных отходов твердого сплава показал, что размеры частиц лежат в пределах $0,5 \div 0,8 \text{ мкм}$ с незначительной, до 5% долей частиц размером $1 \div 2 \text{ мкм}$, что подтверждает данные расчетов по зависимости (2).

Измельченные отходы конверсионного лома (ВН10) дошихтовывали кобальтом металлическим по ТУ 48-4203-01-11-86 и карбидом вольфрама из расчета получения сплавов с суммарным содержанием никеля и кобальта 8%, 15% и 20% по массе.

Из полученных смесей получали штабики, на которых исследовали физико-механические свойства по параметрам, указанным в ГОСТ 3882-74. Результаты испытаний указаны в таблице 2.

Таблица 2 - Физико-механические свойства сплавов, полученных переработкой отходов конверсионного лома из сплава ВН10

Марка сплава	Предел прочности при изгибе, Н/мм ² , (кг/мм ²)	Плотность, г/см ³	Твердость, HRA
ВН10	1519 (155)	14,02	85
ВНК8	1206 (123)	14,52	88,0
ВНК15	1627 (166)	13,45	87,5
ВНК20	1717 (175)	13,73	83,5

Из смеси ВНК15 прессовали пластины для режущих зубков угольных комбайнов типа ЗР4-80 и заготовки волок формы 1980-0142 по ГОСТ 9453-75.

После напайки пластин в державки зубков для угольных комбайнов и заточки, их устанавливали в ротор угольных комбайнов и испытывали в объединении «Снежнянский-уголь». В сравнение принимали пластины, изготовленные из сплава ВК15.

Зубки, оснащенные твердым сплавом ВНК15, показали увеличение стойкости на 30% по сравнению с зубками, оснащенными сплавом ВК15.

Волоки, изготовленные из смеси ВНК15, испытывались в условиях Днепропетровского метизного завода. В сравнение принимались волокна из стандартного сплава ВК15. Опытные волокна из сплава ВНК15 показали увеличение стойкости на 50%.

Как следует из результатов исследований вибрационного размала и результатов испытаний изделий из нового сплава ВНК15, метод регенерации конверсионного лома и твердосплавных отходов, включающий в себя

получение частиц размером от 2 мм и меньше и дальнейший виброразмол, является перспективным, благодаря экологической чистоте и малым капитальным вложениям. Поэтому он требует дальнейшего развития и исследования.

Список литературы: 1. Зеликман А.Н. Металлургия тугоплавких и редких металлов. – М.: Металлургия, 1986. – 83 с. 2. Зеленцов Л.К. Динамика сыпучей среды в камере объемной обработки деталей // Вибрационная обработка деталей машин и приборов. Сборник статей. – Ростов-на-Дону, 1972. – С. 18-23. 3. Бондаренко В.П., Халепа А.П. Высокопрочные карбидохромовые твердые сплавы // Инструментальный світ. – 1998. – №3. – С. 19-20. 4. Креймер Г.С. Прочность твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1971. – 248 с.

ИЗМЕНЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ЗАЗОРА ОТ ПОГРЕШНОСТЕЙ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И МОНТАЖА ЭЛЕМЕНТОВ ЗУБЧАТОЙ ПЕРЕДАЧИ

Шарипов Т.А., Беков Д.А., Алибаев Н.Н.
(КазНТУ, г. Алматы, Республика Казахстан)

The nature of activity of a toothing depends not only on accuracy of manufacturing alone of conjugate cog-wheels, but also from nature of activity of connection of a cog-wheel with the shaft.

Точность взаимного положения зубьев зубчатого зацепления вдоль линии контакта зависит от точности зубчатых колес, валов, подшипников и корпуса, в котором монтируются зубчатые колеса.

Для полной характеристики цилиндрической зубчатой передачи необходимо в общем случае рассчитать пять размерных цепей: две цепи на параллельность оси вращения зубчатых колес в двух плоскостях, две цепи на точность расстояния между осями вращения зубчатых колес по двум координатным осям и одну цепь на точность совпадения осей симметрии колес, или на точность совпадения торцов колес. При некоторых условиях две цепи на точность расстояния между осями вращения колес можно заменить одной цепью. В переборных коробках скоростей, используемых в металлорежущих станках, размерную цепь на совпадение торцов колес рассчитывать не нужно.

Рассмотрим наиболее типовой случай, когда имеет место несимметричное зубчатое зацепление и межцентровое расстояние совпадает с направлением одной из осей координат. На рис.1 показан эскиз зубчатой

передачи с размерными цепями на параллельность осей вращения зубчатых колес в двух плоскостях.

Размерные цепи, определяющие перекося γ_x и параллельность γ_y по своей сути совершенно одинаковы, поэтому обозначения осей элементов передачи и составляющих звеньев размерных цепей также будут одинаковыми.

Ниже приводятся пояснения для размерных цепей определяющих перекося и непараллельность осей вращения зубчатых колес в передаче:
 $I_{ш}, II_{ш} \dots IX_{ш}$ – расположение осей деталей в передаче для шестерни.
 $I_k, II_k \dots IX_k$ – расположение осей деталей в передаче для колеса.

Составляющими звеньями размерной цепи γ_x и размерной цепи γ_y являются:

$\gamma_{x1}, \gamma_{x2} \dots \gamma_{x9}$ – непараллельность осей деталей в передаче для шестерни.

$\gamma_{y1}, \gamma_{y2} \dots \gamma_{y9}$ – непараллельность осей деталей в передаче для колеса.

γ_{x10} и γ_{y10} – суммарная непараллельность образующих линий боковых эвольвентных поверхностей зубьев шестерни и колеса.

γ_{x11} и γ_{y11} – перекося образующих линий боковых поверхностей зубьев шестерни и колеса.

Уравнение размерной цепи γ_x определяющее перекося

$$\gamma_{x\Delta} = \sum \gamma_{xiu} + \sum \gamma_{xik} + \gamma_{x10}$$

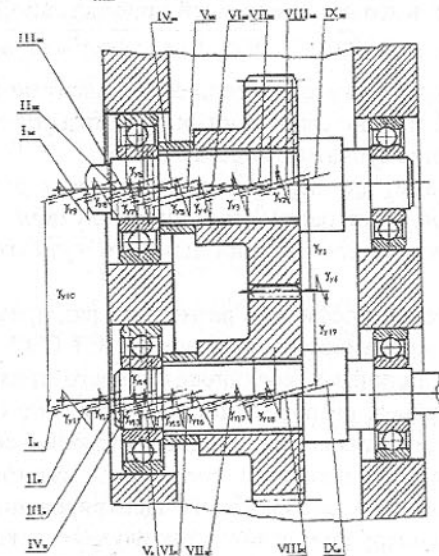


Рис. 1. Эскиз зубчатой передачи с размерными цепями на параллельность осей вращения зубчатых колес

Уравнение размерной цепи γ_y определяющее непараллельность

$$\gamma_{y\Delta} = \sum \gamma_{y_{ли}} + \sum \gamma_{y_{ик}} + \gamma_{y_{10}},$$

где $\sum \gamma_{y_{ли}} = \gamma_1 + \gamma_2 + \gamma_3 + \dots + \gamma_9$;

$$\sum \gamma_{y_{ик}} = \gamma_{11} + \gamma_{12} + \dots + \gamma_{19};$$

$$\sum \gamma_{y_{ли}} = \gamma_1 + \gamma_2 + \dots + \gamma_9;$$

$$\sum \gamma_{y_{ик}} = \gamma_{11} + \gamma_{12} + \dots + \gamma_{18}.$$

Группа норм точности, определяющих контакт зубьев в передаче, регламентируется суммарным пятном контакта, непосредственно контролируемым в собранной передаче.

Показателем, характеризующим контакт зубьев для прямозубых колес может являться погрешность направления зуба F_{β} , т.е. под этим понимается как отклонение от параллельности оси зубчатого колеса, так и непрямолинейность образующей боковой поверхности зуба.

Величины комплексных и поэлементных погрешностей, принятых в качестве показателей точности для зубчатых колес одной и той же степени точности взаимосвязаны аналитическими зависимостями.

Величину компенсации погрешностей изготовления и монтажа зубчатых колес определяют с учетом предельного отклонения межосевого расстояния f_a , допуска на направление зуба F_{β} , предельного отклонения шага зацепления f_{β} и допусков на непараллельность f_x и перекося осей f_y . Эту величину можно выразить следующей приближенной формулой:

$$k = f_a 2 \sin \alpha + \sqrt{(2F_{\beta})^2 + (2f_{\beta})^2 + (f_x \sin \alpha)^2 + (f_y \cos \alpha)^2}$$

Характер работы зубчатого зацепления зависит не только от точности изготовления собственно сопряженных зубчатых колес, но и от характера работы соединения зубчатого колеса с валом.

В станкостроении, для передачи вращательных движений и крутящих моментов, наибольшее распространение получили шлицевые соединения валов и втулок. По конструкции шлицы могут быть прямобоковыми и эвольвентными.

Форма шлицевого профиля и размерный ряд прямобоковых шлицевых соединений регламентированы стандартом СТ СЭВ 188-75. Стандарт распространяется на шлицевые соединения общего применения с прямобочным профилем зубьев, расположенных параллельно оси соединения и предусматривает соединения легкой, средней и тяжелой серий.

Тип центрирования шлицевых соединений выбирают из конструктивных и технологических соображений. Центрирование по наружному или внутреннему диаметру применяют в тех случаях, когда предъявляются повышенные требования к точности взаимного положения сопряжений зубчатого колеса с валом. Такого рода шлицевые соединения в основном

применяют в металлорежущих станках, для которых точность кинематической передачи, играет большую роль.

На суммарное неприятие зубьев зубчатых колес оказывают влияние следующие геометрические параметры шлицевого соединения: зазоры по центрирующему диаметру, зазоры по боковым поверхностям зубьев, отклонение от параллельности зубьев относительно оси детали и погрешности окружного шага.

Зазоры по центрирующему диаметру и боковым поверхностям определяют характер сопряжения, т.е. допуски и посадки шлицевых соединений.

Исследования показали, что увеличение зазора по центрирующему диаметру в определенном диапазоне ($0 - \delta_{кр}$) влияет на взаимные перемещения зубчатого колеса и вала, и тем самым повышает фактически действующие нагрузки на зубья зубчатых колес, и следовательно, на шлицевые пары. Увеличение зазора свыше $\delta_{кр}$ на взаимные перемещения зубчатого колеса и вала, а также на нагруженность зубчатых колес и шлицевых соединений не влияет, так как в этом случае центрирующие поверхности не принимают участия в работе. Более низкий уровень нагруженности зубьев зубчатых колес при малых зазорах по центрирующему диаметру в шлицевом соединении можно объяснить тем, что центрирующие поверхности в этом случае ограничивают динамические явления в зацеплении зубьев за счет уменьшения колебаний зубчатого колеса с валом.

Из-за боковых зазоров зубья вала и втулки в начале работы контактируют по весьма малой площади боковой поверхности, в результате чего, давление резко возрастает. Износ боковой поверхности зубьев вала, после которого наступает контакт по всей рабочей поверхности шлицевой пары, определяется по формуле:

$$v = \Delta(R/r - 1)/2,$$

где r - радиус внутренней цилиндрической поверхности шлицевого вала.

R - радиус наружной цилиндрической поверхности шлицевого вала.

Δ - боковой зазор в шлицевом соединении.

При одностороннем нагружении шлицевого соединения происходит выборка бокового зазора в одну сторону, в следствии чего, он не оказывает влияния на величину скольжения в шлицевом соединении и на нагруженность зубчатых колес и шлицевых пар. Поэтому можно полагать, что износ зубьев после приработки по высоте не зависит от величины бокового зазора в соединении.

Отклонение от параллельности зубьев вала относительно его оси приводит к перекося зубчатого колеса на валу и, как следствие, к смещению точек контакта зубьев в радиальном и осевом направлениях при вращении соединения. В связи с увеличением отклонения от параллельности

зубьев увеличивается скольжение в шлицевом соединении (путь трения) и, следовательно, износ зубьев.

Влияние другой характерной погрешности изготовления зубьев шлицевого соединения при массовом их производстве - погрешности окружного шага - на взаимные перемещения зубчатого колеса и вала можно не рассматривать. Это объясняется тем, что погрешность окружного шага зубьев в допустимых пределах вызывает эксцентриситет начального цилиндра зубчатого колеса относительно оси вала, величина которого в десятки раз меньше допустимой техническими условиями суммарной погрешности зацепления.

Перекося и несоосность осей сопряженных деталей в шлицевом соединении могут вызвать также положение опор. Перемещение валов в опорах, обусловленные зазорами и деформациями, существенно влияют на суммарные неприсогласия зубьев зубчатых колес вдоль контактных линий. На зазоры в опорах существенно влияют: наличие радиального зазора между телами качения и кольцами подшипника, погрешности изготовления дорожек качения колец и перекося колец.

Согласно рекомендациям ISO, для передач, расположенных между опорами, влияние перемещений валов, вследствие зазоров в опорах, на приведенную суммарную ошибку контакта $F_{\beta\Sigma}$ не учитывается, т.е. предполагается, что указанные зазоры в опорах каждого вала попарно равны. В случае консольного расположения колес перемещения валов, возникающее вследствие зазоров в опорах рекомендуется учитывать.

Полные выводы о качестве изготовления и монтажа, их влияние на характер работы зубчатого зацепления можно сделать на основе его стендовых испытаний.

Список литературы: 1. Шаринов Т.А., Беков Д.А. Факторы, влияющие на зазоры вдоль контактных линий зубчатого зацепления // Вестник КазНТУ 1-2/1998. КазНТУ, 1998. С 43-47.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРОДОЛЬНЫХ СИЛ НА ИЗГИБ ТЕЛЕСКОПИЧЕСКИХ СТРЕЛ

Шевченко Ф.Л., Бочаров С.И. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

In article examines a question of influence longitudinal forces on bending of a telescope boom.

Секции телескопических стрел работают в условиях продольно-поперечного изгиба. При расчетах на общую прочность влиянием про-

дольных сил пренебрегают. Однако, отсутствуют исследования, позволяющие оценить влияние продольных сил и обосновать условия, при которых их влиянием можно пренебречь.

Вначале получим уравнение изгиба балки с учетом продольной силы.

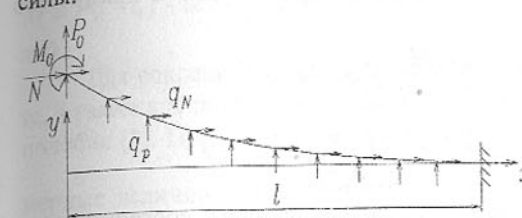


Рис. 1.

Уравнение упругой линии балки [1]:

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M(x)}{EI}.$$

Уравнение моментов с учетом продольных нагрузок (см. рисунок 1):

$$M(x) = P_0 x + q_P \frac{x^2}{2} + N y_0 - N y - q_N x y + q_N \int_0^x y dx.$$

Подставив уравнение моментов в уравнение упругой линии, продифференцировав и преобразовав, получим:

$$y''' + \left(\frac{N}{EI} + \frac{q_N}{EI} x \right) y' = \frac{P_0}{EI} + \frac{q_P}{EI} x.$$

Граничными условиями будут: 1) $y(x=0) = y_0$, 2) $y'(x=0) = \theta_0$, 3) $EI y''(x=0) = M_0$.

Это уравнение, описывает изгиб балки с учетом продольных нагрузок. Дифференциальные уравнения с переменными коэффициентами интегрируются с помощью степенных рядов [2]. Не вдаваясь в детали решения, приведем результат:

$$y = y_0 + \theta_0 \left(x + \sum_{s=2}^{\infty} \alpha_{1s} x^s \right) + \frac{M_0}{2!EI} \left(x^2 + \sum_{s=3}^{\infty} \alpha_{2s} x^s \right) + \frac{P_0}{3!EI} \left(x^3 + \sum_{s=4}^{\infty} \alpha_{3s} x^s \right) + \frac{q_P}{4!EI} \left(x^4 + \sum_{s=5}^{\infty} \alpha_{4s} x^s \right),$$

где $\alpha_{is} = \begin{cases} 1, & \text{при } s=i \\ 0, & \text{при } s=2 \\ 0, & \text{при } s \leq i \\ -\frac{1}{EI} \frac{N(s-2)\alpha_{is-2} + q_N(s-3)\alpha_{is-3}}{s(s-1)(s-2)}, & \text{в других случаях} \end{cases}$ - коэф-
фициенты степенных рядов;

$i=1...4$ - номер коэффициента степенного ряда.

Это универсальное уравнение изогнутой оси балки в начальных параметрах. Если отбросить степенные ряды под знаком суммы, то оно будет идентично уравнению, не учитывающему продольные нагрузки [1]. Его можно переписать в другом виде и распространить на любое количество нагрузок:

$$y = y_0 + \theta_0 \sum_{s=1}^{\infty} \alpha_{1s} x^s + \sum_{s=2}^{\infty} \frac{M}{2!EI} \alpha_{2s} (x-a)^s + \\ + \sum_{s=3}^{\infty} \frac{P}{3!EI} \alpha_{3s} (x-b)^s + \sum_{s=4}^{\infty} \frac{q_p}{4!EI} \alpha_{4s} (x-c)^s.$$

Теперь воспользовавшись полученным уравнением, составим математическую модель для определения влияния продольных нагрузок на изгиб секций телескопических стрел. На рисунке 2 показана схема секции телескопической стрелы для определения величины изгибающего момента. При этом распределенную нагрузку от собственного веса можно заменить эквивалентной по деформациям силой P .

Уравнение прогибов запишется следующим образом:

$$y = y_0 + \theta_0 \sum_{s=1}^{\infty} \alpha_{1s} x^s + \frac{P}{6EI} \sum_{s=3}^{\infty} \alpha_{3s} x^s - e(x-l+l_1) \frac{R_1}{6EI} \sum_{s=3}^{\infty} \alpha_{3s} (x-l+l_1)^s,$$

где e - единичная функция.

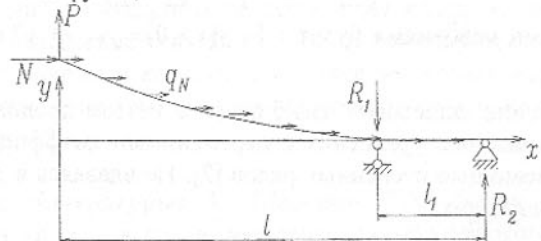


Рис. 2.

Уравнение моментов получим дифференцированием:

$$M(x) = EIy'' = EI\theta_0 \sum_{s=1}^{\infty} \alpha_{1s} s(s-1)x^{s-2} + \frac{P}{6} \sum_{s=3}^{\infty} \alpha_{3s} s(s-1)x^{s-2} - \\ - e(x-l+l_1) \frac{R_1}{6} \sum_{s=3}^{\infty} \alpha_{3s} s(s-1)(x-l+l_1)^{s-2}$$

Постоянные интегрирования определяются из граничных условий: 1) $y(l-l_1)=0$, 2) $y(l)=0$, 3) $EIy''(l)=0$.

Максимальный момент будет в сечении $x=l-l_1$. Величина относительного увеличения момента за счет продольных усилий:

$$\delta M = \frac{M_N - M}{M} \cdot 100 \%,$$

где M_N - величина момента, определенная с учетом продольных усилий; рассчитывается по приведенным выше зависимостям; $M = P(l-l_1)$ - величина момента, определенная без учета продольных усилий.

Для сокращения числа переменных, влияющих на величину момента, а также для получения более общих результатов воспользуемся теорией подобия [3]. Применяя теорию размерностей, получим следующие безразмерные величины (комплексы): 1) $\pi_1 = \delta M$, 2) $\pi_2 = \frac{Pl^2}{EI}$, 3) $\pi_3 = \frac{N}{P}$, 4)

$\pi_4 = \frac{q_N l}{P}$, 5) $\pi_5 = \frac{l_1}{l}$. Исследуемой величиной является комплекс $\pi_1 = \delta M$.

Комплекс π_2 оценивает величину прогиба от поперечных усилий, комплексы π_3 и π_4 - отношение продольных усилий к поперечным, комплекс π_5 - величину заделки.

Наконец, исследуем влияние факторов $\pi_2... \pi_5$ на параметр $\pi_1 = \delta M$. Границы изменения переменных $\pi_2... \pi_5$ приняты предельными по результатам расчета стрелы крана КГС-25, выпускаемом АО НКМЗ.

Для оценки влияния продольного усилия вначале будем варьировать факторами $\frac{N}{P}$ и $\frac{Pl^2}{EI}$ при фиксированных значениях $\frac{l_1}{l} = 0.18$ и $\frac{q_N l}{P} = 0$.

Затем для значений $\frac{N}{P}$ и $\frac{Pl^2}{EI}$, при которых их влияние будет наибольшим,

будем варьировать величиной заделки $\frac{l_1}{l}$. На рисунке 3 приведены графики,

отражающие влияние указанных выше факторов на величину момента. Из графиков следует, что влияние продольного усилия становится значи-

мым ($>1\%$) при $\frac{Pl^2}{EI} > 1\%$ и $\frac{N}{P} > 1$. Таким образом, при $N < P$ влиянием

продольного усилия можно пренебречь, что характерно для малых углов наклона стрелы. Для больших значений $\frac{Pl^2}{EI}$, что характерно для стрел из-

готовленных из высокопрочных сталей и обладающих высокой деформативностью, влияние продольных усилий становится весьма значительным ($>10\%$).

Для оценки влияния продольной распределенной нагрузки будем

варьировать факторами $\frac{q_N l}{P}$ и $\frac{Pl^2}{EI}$ при фиксированных $\frac{N}{P} = 0$ и $\frac{l_1}{l} = 0.18$.

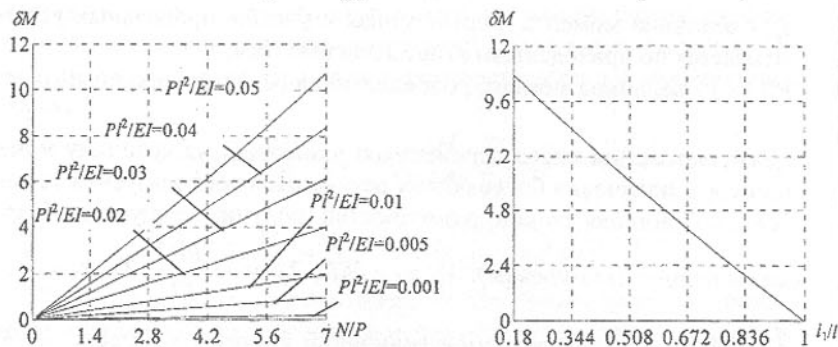


Рис. 3

Как видно из графиков, приведенных на рисунке 4, влияние распределенной нагрузки незначительно и составляет менее 0.28 %. Этим фактором при практических расчетах можно пренебречь.

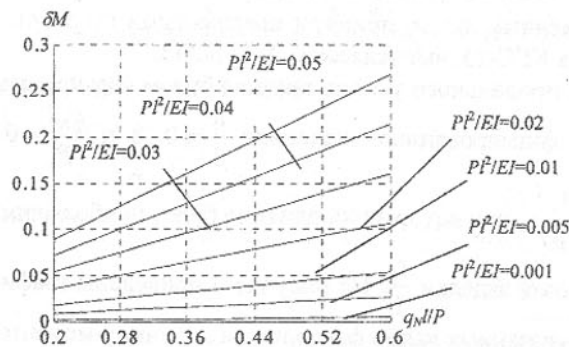


Рис. 4

лы крана КГС-25 при полностью выдвинутой стреле на максимальном угле подъема величина δM составила:

- для 3-ей выдвижной секции (головки) – 2.82%;
- для 2-ой выдвижной секции – 4.02%;
- для 1-ой выдвижной секции – 5.9%.

Такая погрешность возрастет для длинных стрел с большим количеством секций.

Список литературы: 1. Сопротивление материалов / Под ред. акад.

АН УССР Писаренко Г. С. – 5-е изд., перераб. и доп. – К.: Вища шк. Головное изд-во, 1986. – 775 с. 2. Смирнов В. И. Курс высшей математики. Т. 2. – М.: ОГИЗ, 1948. – 622 с. 3. Теория инженерного эксперимента: Учеб. пособие / Г. М. Тимошенко, П. Ф. Зима. – К.: УМК ВО, 1991. – 124 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТРОЙСТВА ДЛЯ ДРОБЛЕНИЯ СТРУЖКИ

Шевченко А.В., Кравец А.М., Джаалук Али
(НТУУ «КПИ», г. Киев, Украина)

The description of a design, outcomes of researches and guideline on usage of the device for a breaking of a swaft on a turret lathe is adduced in this paper.

Интенсификация технологических процессов при обработке металлов резанием приводит к резкому увеличению массы снимаемой стружки, выход которой в зависимости от обрабатываемого материала составляет до 35% от массы детали [3]. При обработке многих материалов, особенно таких, как высоколегированные стали и ряд сплавов цветных металлов, стружка имеет характер длинной непрерывной ленты или спирали. Наличие такой стружки, получившей название «сливной», является отрицательным фактором обработки металлов резанием.

Вследствие затрат времени на удаление сливной стружки из зоны обслуживания станка снижается производительность труда, при этом зачастую возникает необходимость прерывания технологического процесса.

Навивка и запутывание стружки на детали и рабочие органы затрудняет эксплуатацию автоматизированного оборудования. Иногда наличие сливной стружки в процессе обработки препятствует использованию промышленных роботов и манипуляторов для межоперационной транспортировки обрабатываемой детали. Сливная стружка занимает большой объем по сравнению с дробленой, поэтому загромождает цеховое пространство и требует частого вывоза из цеха и за пределы предприятия.

Наличие сливной стружки является основной причиной травматизма рабочих на станочных операциях [1].

Мероприятия по дроблению стружки в зависимости от времени и места их проведения подразделены на три вида: - предварительная подготовка обрабатываемого материала проводится непосредственно над материалом в процессе плавки или над заготовкой; - дробление стружки на станке предусматривает ее измельчение как в процессе резания, так и во время схода с режущего инструмента - дробление стружки за пределами станка охватывает мероприятия по ее разрушению различными внешними устройствами, а также в процессе прессовки в брикеты, однако при этом не

решается большинство проблем, связанных со сливной стружкой.

Устройства механического дробления с приводом энергии менее распространены. Принцип действия их заключается в том, что внешний источник энергии приводит в движение рабочий орган, который осуществляет тот или иной вид деформации стружки.

Сущность способов кинематического дробления стружки при резании заключается в периодическом прерывании процесса резания благодаря применению того или иного закона движения режущего инструмента. Известны следующие способы кинематического дробления стружки: дискретный, вибрационный и релаксационный [4, 5]. Все три способа могут применяться при точении растачивании и сверлении. Каждый из способов должен удовлетворять следующим требованиям: - для достижения постоянных усилий резания элементы стружки должны иметь максимально допустимую длину, обеспечивающую безопасность работы у станка и возможность автоматического транспортирования стружки; - производительность обработки должна быть близкой или большей по сравнению с производительностью при непрерывном резании; - образование одного элемента стружки должно осуществляться при постоянной площади сечения среза; - изменение конструкции станков и количество дополнительных устройств, обеспечивающих дробление стружки, должны быть минимальными; - способ должен быть пригодным для обработки заготовок любого диаметра.

Резание с вибрациями заключается в том, что на обычно принятую для данной операции кинематическую схему накладывается дополнительное вибрационное движение инструмента относительно заготовки. При резании с вибрациями режущая часть инструмента совершает три движения: главное, движение подачи и вибрационное. Векторы скоростей главного движения $\vec{V}_{окр}$ движения подачи $\vec{V}_s$ во времени остаются постоянными; вектор же вибрационного движения $\vec{V}_{ВД}$ изменяет свое направление и величину. Вектор скорости резания, определяющий относительное движение инструмента и заготовки, равен векторной сумме $\vec{V}_\Sigma = \vec{V}_{окр} + \vec{V}_s + \vec{V}_{ВД}$.

Нарушение равномерности резания, т.е. появление вибраций независимо от причин их возникновения, изменяет процесс резания; степень изменения зависит от режимов вибраций, от их направления, частоты, амплитуды, формы и условий обычного резания.

Для оценки эффективности вибрационного дробления стружки разработан резцедержатель для токарно-револьверного станка модели 1П420ПФ40, оснащенного регулируемым приводом вращения инструмента в револьверной головке. Диапазон регулирования привода до $n=3000$ об/мин, что обеспечивает частоту колебания вершины резца до 50 Гц.

На рис. 1 представлен общий вид резцедержателя, который содержит

корпус 1, установленный в револьверной головке 2 токарно-револьверного станка, и соединенный при помощи параллельных упругих элементов с отгибаемой частью 4 в которой крепится резец 5. Упругие элементы 3 обеспечивают возможность смещения отгибаемой части 4 относительно корпуса 1 под действием привода. Привод колебательных движений отгибаемой части 4 состоит из приводного вала 6, кинематически связанного со штатным приводом станка 7 с бесступенчатым регулированием частоты вращения, эксцентрика 8 с регулируемым эксцентриситетом, двухплечего рычага 9 и шарнира 10. Шарнир 10 предназначен для преобразования вращательного движения эксцентрика 8 в возвратно-качательное движение рычага 9 на оси 11. Рычаг 9 одним плечом контактирует через шарнир 9 с эксцентриком 7, а другим плечом — с отгибаемой частью 4.

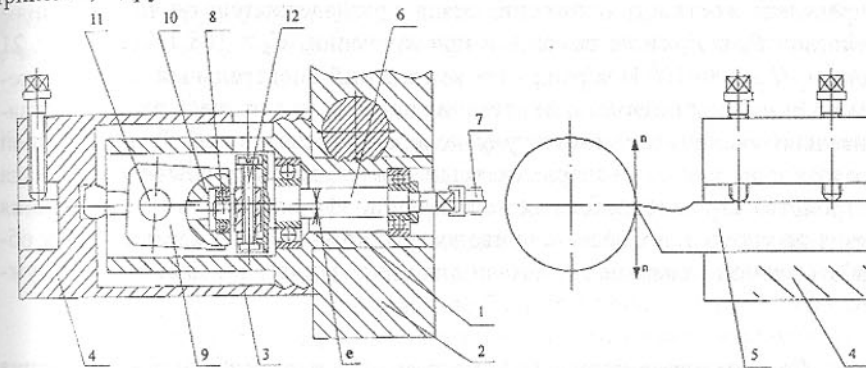


Рис. 1. Резцедержатель для дробления стружки

Колебательное перемещение резца 5 осуществляется по касательной n к обрабатываемой поверхности детали, что практически исключает влияние этих перемещений на точность обработки и качество обработанной поверхности, не снижает стойкость режущего инструмента [2] и обеспечивает устойчивое дробление стружки как при черновых, так и при чистовых режимах обработки, а также равномерную подачу резца. Колебательное перемещение резца 5 происходит за счет деформации (изгиба) упругих элементов 3 под действием усилий в приводе. Использование упругих элементов 3 в последней передаче от привода колебательных движений к резцу 5 устраняет зазоры и фрикционные контакты в сопряжениях, снижает износ элементов привода, повышает надежность и долговечность работы резцедержателя.

При экспериментальных исследованиях опытной конструкции резцедержателя использована следующая аппаратура: - одноканальный изме-

нитель вибрации, измерительный магнитофон и ПЭВМ с программой спектрального анализа колебаний «FREQ».

В результате выполненных исследований определены характеристики резцедержателя и режимы устойчивого стружкодробления:

- рекомендуемая амплитуда колебаний резца по касательной к поверхности детали 0,3 мм при диапазоне регулирования амплитуды 0,2 – 0,5 мм;
- частота колебаний резца для стружкодробления не должна превышать 50 Гц с целью предотвращения ударов в элементах привода резца;
- собственная частота колебаний резца 92,8 Гц в несколько раз превышает частоту вращения шпинделя, что исключает резонансные эффекты;
- режимы устойчивого стружкодробления при обработке стали 45 резцом с пластиной T15K6 следующие: $S=0.07 - 0.096$ мм/об, $t=0.25-1.25$ мм, $V=45-230$ м/мин.;
- определена жесткость положения резца в резцедержателе по направлениям действия P_y и P_z силы резания и при кручении: $C_y = 108$ Н/мкм, $C_z = 21$ Н/мкм, $C_{кр} = 84 \cdot 10^2$ Н·м/рад.;
- сравнительный спектральный анализ колебаний резца при резании и без резания показал, что процесс резания значительно увеличивает амплитуду колебаний резца вдоль P_z на несущей частоте привода;
- экспериментальные исследования опытного образца устройства стружкодробления подтвердили эффективность использования резца на упругой подвеске с приводом его колебаний по касательной к обрабатываемой поверхности детали для кинематического дробления стружки.

Список литературы: 1. Ахметшин Н.И. и др. Вибрационное резание металлов. Л.: Машиностроение, 1987. - 80 с. 2. Кумабэ Д. Вибрационное резание: Пер с яп. Масленникова С.Л. - М.: Машиностроение, 1985. - 424 с. 3. Куприн А.И., Тихонов А.М. Гидротранспорт стружки. М.: Машиностроение, 1978. - 80 с. 4. Лавров Н.К. Завивание и дробление стружки в процессе резания. М.: Машиностроение, 1971. - 88 с. 5. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями. М.: Машиностроение, 1970. 351 с.

УСТРАНЕНИЕ АВАРИЙ ПРИ ПРОХОДКЕ СТВОЛОВ БУРОВОЙ УСТАНОВКОЙ СИСТЕМЫ "WIRTH"

Шевченко Ф.Л., Петтик Ю.В., Улитин Г.М., Гуня А.П.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина), Астрахань А.З., Леоненко Е.В.
(ГКХ Спецшахтобурение, г. Донецк, Украина)

In the article it is represent the theoretical working out designer solution of new devise for liquidation break down a device in the time drill bore of chinks by

drill rigs of a rotor type. Such device has allowed to extract the torn off drilling tool, which one at dip come in caverns of chink a distorted, in this connection was not possible to trap the drill by standard catchers.

Для проходки шахтных стволов и скважин большого диаметра широко используются буровые установки роторного типа системы "WIRTH". Такая установка позволяет проходить стволы диаметром до 4 м и глубиной 800-1000 м. Для передачи крутящего момента до 420 кНм на режущий инструмент с утяжелителем массой до 100 т используются бурильные трубы из высокопрочной стали диаметром 330 мм и толщиной стенок 15 мм, отдельные секции которых соединяются болтами диаметром 35 мм. В связи с большим сроком эксплуатации таких установок вследствие недостаточной циклической прочности болтов и даже сварных соединений труб с фланцами часто происходят аварии, когда буровой инструмент обрывается в зоне соединения с бурильной колонной и падает на дно скважины или

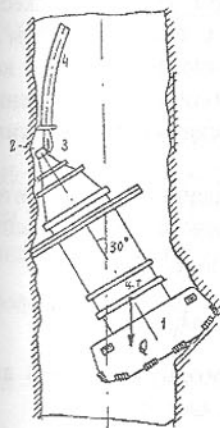


Рис. 1. Схема аварийного положения бура

задерживается в каком-либо месте ствола. Так, при проходке вентиляционного ствола на шахте "Краснолиманская" в сентябре 1998 г оборвался бур с частью утяжелителя массой 60 т. Используя стандартные ловильные приспособления в виде стержня диаметром 180 мм с самораспорными клиньями, бур не удавалось извлечь, так как вследствие большой длины стержня ловителя из-за перекаса бура возникал разрушающий изгибающий момент. Было решено разбурить ствол несколько большего диаметра, чтобы при подъеме потерянного бура избежать его задержки о стенки ствола. Ствол был разбурен, но при подъеме этот второй бур диаметром 4 м с утяжелителем общей длиной 7 м и массой 90 т оборвался и при падении на глубине 486 м задержался в стволе с перекосом в 30°, рис. 1 (где: 1 – буровой инструмент, 2 – отверстие эрлифтного

трубопровода, 3 – ловильное устройство, 4 – бурильная колонна). Извлечь этот инструмент стандартной ловушкой было невозможно, так как промысловое отверстие эрлифтного трубопровода оказалось у самой стенки ствола и вследствие наклона бура и изгиба колонны бурильных труб при помощи отклоняющей лыжи зайти ловителем с несоосное отверстие нельзя. Требовалось разработать нестандартное ловильное устройство принципиально новой конструкции. Оно должно иметь небольшой диаметр (300 мм) и минимальную длину, чтобы исключить изгибные напряжения. Кроме этого грузоподъемность такого ловителя должна обеспечить подъем

массы 90 т с учетом дополнительной динамической нагрузки, возникающей при срыве бурового инструмента с опоры. Для решения этой задачи прежде всего нужно было оценить динамический эффект внезапного приложения нагрузки при погружении бура в ограниченном пространстве, заполненном промывочной жидкостью. Математическая модель буровой колонны при динамическом нагружении возмущающей нагрузкой $q(x,t)$ (рис. 2) описывается волновым уравнением

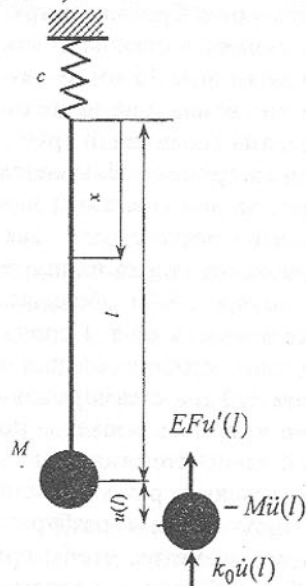


Рис. 2. Расчётная схема динамического нагружения буровой колонны

$$m\ddot{u}(x,t) + k\dot{u}(x,t) - EFu''(x,t) = \frac{q(x,t)}{m} \quad (1)$$

с краевыми условиями:

$$cu(0,t) = EFu'(0,t), \quad (2)$$

$$M\ddot{u}(l,t) + k_0\dot{u}(l,t) + EFu'(l,t) = 0. \quad (3)$$

Верхнее краевое условие учитывает жесткость талевого подвески с коэффициентом c , а нижнее – сопротивление движению с коэффициентом квадратичного сопротивления движению бурового инструмента k_0 и силу инерции.

Линеаризация задачи производится посредством квазилинейного коэффициента сопротивления движению k_0^* [1]

$$k_0^* = \frac{8}{3\pi} C\omega k_0,$$

для вычисления которого нужно знать амплитуду колебаний C и частоту ω .

Таким путем получаем упрощенную математическую модель вида:

$$m\ddot{u} + k^*\dot{u} = EFu'', \quad (1^*)$$

$$cu(0,t) = EFu'(0,t), \quad (2^*)$$

$$M\ddot{u}(l,t) + k_0^*\dot{u}(l,t) + EFu'(l,t) = 0. \quad (3^*)$$

Решение уравнения (1*) ищем в виде [2]

$$u(x,t) = \sum JmC(x)e^{i\omega t} \quad (4)$$

и подставляем в (1*)- (3*):

$$EFC''(x) + (m\omega^2 - ik^*\omega)C(x) = 0, \quad (5)$$

$$C(0)c = EFC'(0), \quad (6)$$

$$EFC'(l) - (M\omega^2 - ik_0^*\omega)C(l) = 0. \quad (7)$$

Для вычисления квазилинейного коэффициента сначала находится приближенное значение амплитуды колебаний C из решения краевой задачи без учета сопротивления движению

$$C''(x) + k^2C(x) = 0, \quad k^2 = \frac{m\omega^2}{EF}. \quad (8)$$

Уравнение перемещений сечений буровой трубы ищем в виде

$$C(x) = A \cos kx + B \sin kx,$$

$$C'(x) = -kA \sin kx + kB \cos kx.$$

Из условия (6) находим зависимость $B = A \frac{c}{kEF}$ и уравнение (7) при обо-

значении $\lambda = kl$ принимает вид

$$EFk(-\sin \lambda + \frac{c}{kEF} \cos \lambda) - M\omega^2(\cos \lambda + \frac{c}{kEF} \sin \lambda) = 0,$$

откуда получаем частотное уравнение

$$\operatorname{tg} \lambda = \frac{\bar{c} - \xi \lambda^2}{\lambda(1 + \xi \bar{c})}, \quad \bar{c} = \frac{cl}{EF}, \quad \xi = \frac{M}{ml}. \quad (9)$$

Для оценки влияния жесткости талевого подвески $c = 1/\delta_{11}$ на частоту собственных колебаний ω примем диаметр канатов 42 мм (с коэффициентом заполнения 0,75), модуль упругости $E_k = 0,8E_c = 1,6 \cdot 10^6$ МПа. Длина канатов в талевого подвеске $l_k = 20$ м, количество канатов $n = 12$. При этом коэффициент податливости $\delta_{11} = \frac{l_k}{nEF_k}$, а коэффициент жесткости

$$c = \frac{n \pi d_k^2}{l_k 4} k_3 E_k = 99,6 \text{ МН/м.}$$

Коэффициент, учитывающий жесткость талевого подвески в (9), с учетом погонной массы буровых труб $m = 159$ кг/м с жесткостью $EF = 2,97 \cdot 10^9$ Нм²

$$\frac{cl}{EF} = \frac{99,7 \cdot 10^6 \cdot 486}{2,97 \cdot 10^9} = 16,3.$$

Собственные числа уравнения (9) при $\xi = \frac{90 \cdot 10^3}{159 \cdot 486} = 1,16$ будут следующие:

ми: $\lambda_1 = 0,783$, $\lambda_2 = 3,209$, $\lambda_3 = 6,068$. Без учета жесткости талевого подвески из уравнения $\xi \lambda \cdot \operatorname{tg} \lambda = 1$ находим: $\lambda_1 = 0,813$, $\lambda_2 = 3,389$, $\lambda_3 = 6,416$.

Очевидно, для оценки влияния сопротивления движению можно принять схему буровой колонны без учета талевого подвески с жестким закреплением в верхнем сечении и пренебречь сопротивлением движению

по длине трубы по сравнению с сопротивлением инструмента. Тогда система уравнений (1*)-(3*) примет следующий вид:

$$\ddot{u} = a^2 u'', \quad a = \sqrt{\frac{EF}{m}}, \quad (10)$$

$$M\ddot{u}(l) + k_0 \dot{u}(l) + EFu'(l) = 0. \quad (11)$$

Решение уравнения (10) при однородных начальных условиях известно в виде [3]

$$u(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{N_0}{kEF} \sin k_n x \cdot \sin \omega_n t = \sum_{n=1}^{\infty} C_n X_n(x) \sin \omega_n t, \quad (12)$$

где N_0 — усилие в верхнем сечении колонны.

Пренебрегая трением бура на опоре, при достижении его вертикального положения, будем считать, что вес бура Q вместе с весом бурильной колонны ql прикладываются внезапно, вызывая вынужденные колебания системы

$$\ddot{u} + \omega^2 u = \omega^2 \int_0^l \delta(x-l) q(x, t) dx.$$

Частное решение этого уравнения при $q=ml=\text{const}$ принимает следующий вид [3]

$$w(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{X_n(x)}{m\omega_n^2 \Delta_n^2} (1 - \cos \omega_n t) \int_0^l q \rho(x) X_n(x) dx. \quad (13)$$

Здесь $X_n(x) = \sin k_n x$ — собственные функции, $\rho(x) = 1 + \xi l \delta(x-l)$ — весовая функция, учитывающая дельта-функцией Дирака $\delta(x-l)$ наличие сосредоточенной массы M , $\Delta_n^2 = \frac{l}{2} (1 + \xi \sin^2 \lambda_n)$ — квадрат нормы собственных функций [3].

Из (13) находим уравнение движения сечений колонны

$$w(x, t) = \frac{ql^2}{2EF} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4}{\lambda_n^3} \frac{1 - \cos \lambda_n}{1 + \xi \sin^2 \lambda_n} \sin k_n x (1 - \cos \omega_n t) + \frac{Ql}{EF} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\lambda_n^2} \frac{\sin \lambda_n}{1 + \xi \sin^2 \lambda_n} \sin k_n x (1 - \cos \omega_n t). \quad (14)$$

Отсюда вычисляем амплитудное перемещение нижнего сечения

$$w(l) = C = \frac{Ql}{EF} \left(1 + \frac{\xi}{2} \right) = 0,2 \text{ м.}$$

Дифференцированием (14) получаем продольные усилия в колонне $N(x, t) = EFu'(x, t)$ и скорость движения груза $v(x, t) = \dot{w}(x, t)$:

$$N(l) = \frac{ql}{2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\lambda_n^2} \frac{1 - \cos \lambda_n}{1 + \xi \sin^2 \lambda_n} \cos \lambda_n + Q \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\lambda_n} \frac{\sin \lambda_n \cos \lambda_n}{1 + \xi \sin^2 \lambda_n} = 0,587 \frac{ql}{2} + 0,76Q = 609,9 \cdot 10^3 \text{ Н,}$$

$$v(l) = \frac{2ql}{\sqrt{EFm}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\lambda_n^2} \frac{1 - \cos \lambda_n}{1 + \xi \sin^2 \lambda_n} + \frac{2Q}{\sqrt{EF}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\lambda_n} \frac{\sin^2 \lambda_n}{1 + \xi \sin^2 \lambda_n} = 0,943 \text{ м/с.}$$

По этой амплитуде и скорости движения можно вычислить сопротивление движению инструмента при его погружении в ствол, заполненный жидкостью. Из уравнения Бернулли для двух уровней — ниже и выше режущего инструмента высотой $h=1,65$ м получаем равенство

$$\rho \frac{v_0^2}{2} + \gamma h_0 + p_0 = \rho \frac{v^2}{2} + \gamma(h_0 + h) + p.$$

Пренебрегая скоростью движения жидкости под инструментом v_0 по сравнению со скоростью истечения жидкости из зазора между стенками ствола и буром v , получим

$$v = \sqrt{2 \left(\frac{\rho_0 - \rho}{\rho} \right) - gh}. \quad (15)$$

Давление жидкости под инструментом при глубине погружения $H=486$ м равно $p=\gamma H$, а ниже инструмента — $p_0 = \gamma(H+h) + \frac{Q}{S}$, где

$Q = Sh\rho_c g$ — вес бура, ρ_c — объемный вес стали. Так найдем скорость истечения жидкости из зазоров

$$v = \sqrt{2 \frac{h}{\rho} [\gamma + g(\rho_c - \rho)]} = 15,16 \text{ м/с.}$$

Скорость движения жидкости под инструментом из равенства объема протекающей массы через щель с зазором $\Delta=10$ мм

$$v_0 = 4v \frac{\Delta}{D} = 0,15 \text{ м/с.}$$

При такой незначительной начальной скорости движения приближенное значение квадратичного сопротивления движению бура k_0 можно найти из условия равенства работ груза $Q=Mg$ на пути перемещения h и сил сопротивления

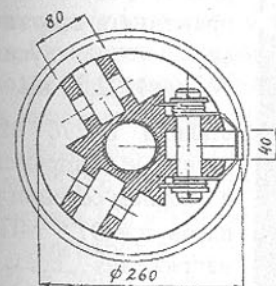
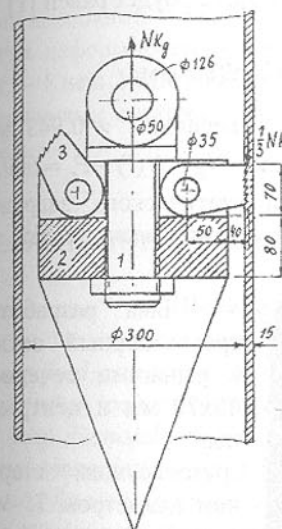


Рис. 3. Трёхраспорный захват

$$Mgh = \int_0^h k_0 \left(\frac{vx}{h} \right)^2 \frac{x}{h} dx.$$

Отсюда находим $k_0 = 4 \frac{Mg}{v^2} = 4 \frac{770 \cdot 10^3}{15^2} = 13684 \text{ Нс}^2/\text{м}^2$. Квазилинейный коэффициент сопротивления движению груза при колебаниях с вышеуказанной амплитудой $C=0,2 \text{ м}$ и частотой $\omega = \frac{\lambda}{l} \sqrt{\frac{EF}{m}} = 7,19 \text{ с}^{-1}$ будет равен [1]

$$k_0^* = \frac{8}{3\pi} C \omega k_0 = \frac{8}{3\pi} 0,2 \cdot 7,19 \cdot 13684 = 16698 \text{ Нс/м}.$$

Сила сопротивления движению при скорости колебаний $v=0,943 \text{ м/с}$ $P_c = k_0^* v = 157,4 \text{ кН}$. Динамическое усилие на захват $N_d = N(l) - P_c = 609,9 - 157,4 = 452,5 \text{ кН}$. Расчетное усилие с учетом статического нагружения $N_{расч} = 770 + 452,5 = 1222,5 \text{ кН}$. На это усилие нужно рассчитывать захват.

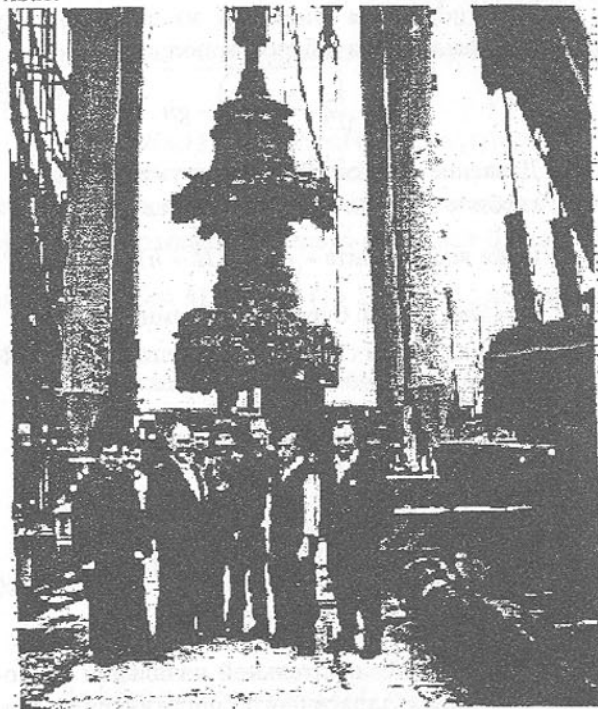


Рис.4. Участники ликвидации аварии. На заднем плане – извлеченный бур

Был разработан трехраспорный захват с рычагами сечением $40 \times 70 \text{ мм}$ и центральным грузонесущим стержнем диаметром 75 мм , рис. 3. Расчетные напряжения в стержне 1 от усилия $N_{расч} = 1222,5 \text{ кН}$ составили $\sigma = 276 \text{ МПа}$, изгибные напряжения в опорном сечении рычагов $\sigma_{из} = 497,5 \text{ МПа}$ и напряжения среза в осях рычагов $\tau_{ср} = 168,8 \text{ МПа}$. Захват изготовлен из стали 40ХН с пределом прочности $\sigma_s = 900 \text{ МПа}$ с коэффициентом запаса прочности $k_z = 1,81$. Накануне дня шахтера 28 ав-

густа 1999 г с первой попытки бур был поднят на поверхность, рис. 4, а 21 февраля 2000 г был извлечен и нижний бур массой 60 т , погруженный в разрыхленную породу забоя. Заметим, что динамический коэффициент при срыве бура с опоры оказался равным примерно $1,3$. Теоретический коэффициент k_d по отношению к грузу $Mg = 883 \text{ кН}$ равен $N_{расч} / Mg = 1,38$.

Список литературы: 1. Пановко Я.Г. Введение в теорию механических колебаний. – М.: Наука, 1980. – 272с. 2. Шевченко Ф.Л. Механика упругих деформируемых систем, часть 3. Динамическое воздействие нагрузок. – Киев: УМК ВО, 1993. – 186с. 3. Шевченко Ф.Л. Динамика упругих стержневых систем. – Киев: ИСМО (г. Донецк: ООО «Лебедь»), 1999. – 268 с.

ГЛУБИННОЕ АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ ТВЁРДЫХ СПЛАВОВ

Шепелев А. А. (ИСМ, г. Киев, Украина)

Creep feed grinding is a highly efficient method of abrasive machining, especially when tools of synthetic diamond or cubic boron nitride are used. The data on deep diamond grinding of cemented carbide products are presented. Functional interrelations have been established between the wheel wear resistance, cutting forces and temperature, effective power, quality and cost of machining. The efficiency of single-pass (deep) diamond grinding of cemented carbides has been compared with that of multiple-pass method.

Глубинное шлифование является одним из высокопроизводительных методов абразивной обработки, особенно при использовании шлифовальных инструментов из синтетических алмазов и кубического нитрида бора. Исследован процесс глубинного торцового шлифования твёрдых сплавов марок Т15К6 и ВК6 (сечение образца $7 \times 15 \text{ мм}^2$) кругами формы 12А2-45° диаметром 125 и 150 мм с металлизированными и неметаллизированными алмазами марок АС2, АС4, АС6 зернистостью от 80/63 до 250/200 50-, 100-, 150- и 200%-й концентрации на металлических связках марок М1-04 и М1-05. Режимы шлифования варьировались в следующих пределах: скорость круга — от 10 до 40 м/с, продольная подача — от 0,2 до 0,5 м/мин, поперечная подача — от 0,2 до 1 м/дв. ход. Обработка проводилась с охлаждением 0,5–1%-ным водным раствором кальцинированной соды.

Установлено, что процессу глубинного шлифования присуще наличие на алмазоносном слое круга функциональной режущей поверхности, форму и геометрические параметры которой определяют условия шлифования, прежде всего режимы резания и ширина алмазоносного слоя круга.

На рабочем профиле в радиальном сечении алмазосносного слоя круга можно выделить три характерных поверхности, соответствующих их участию в процессе шлифования: главную, вспомогательную, дополнительную. Эти поверхности характеризуются соответственно геометрическими параметрами: шириной, высотой и углом наклона. Наличие характерных поверхностей на режущей поверхности круга непосредственно обусловлено схемой снятия припуска, которая определяется системой СПИД и другими факторами.

Таблица 1 - Показатели глубинного алмазного шлифования твёрдых сплавов (круг 12A2-45° 125 × 10 AC6M 125/100 — M1-04 — 100)

Режимы шлифования			Удельный расход алмазов		Составляющие силы резания, Н			Температура в зоне контакта Θ_k , К	Эффективная мощность шлифования $P_{эф}$, кВт	Шероховатость обработанной поверхности Ra , мкм	Удельная себестоимость шлифования $C_{ш}$, грн./см ³
v , м/с	$S_{пр}$, м/мин	$S_{поп}$, мм/дв. ход	q_p , мг/г	q_v , мг/см ³	P_x	P_y	P_z				
9	0,3	0,6	1,38	20,14	84	293	160	318	2,12	2,37	0,054
17			0,43	6,27	62	268	143	445	1,53	1,29	0,004
34			0,35	5,11	50	260	135	480	1,48	1,31	0,028
17	0,2	0,6	0,27	3,94	52	234	141	451	1,26	0,80	0,050
	0,3		0,43	6,27	62	268	143	445	1,53	1,29	0,028
	0,5		0,50	7,30	83	280	142	436	1,68	2,33	0,029
17	0,3	0,2	0,27	3,94	50	214	135	348	0,93	0,70	0,029
		0,4	0,34	4,96	61	222	142	400	1,01	1,14	0,029
		0,6	0,43	6,27	62	268	143	445	1,53	1,29	0,029
		0,8	0,75	10,95	83	296	152	502	2,14	1,30	0,029
		1,0	1,69	28,61	97	361	160	524	2,62	3,54	0,029

Исследованы экономичные режимы глубинного алмазного шлифования твёрдых сплавов (табл. 1). Установлено рациональное сочетание продольной и поперечной подач, определяющее работоспособность кругов.

производительность, себестоимость и качество обработки.

С увеличением продольной и поперечной подач производительность обработки возрастает в линейной зависимости. Однако с увеличением продольной и поперечной подач увеличивается износ алмазных кругов и эффективная мощность шлифования. Экономический анализ полученных функциональных зависимостей производительности шлифования и износостойкости кругов позволил определить рациональное сочетание величин продольной и поперечной подач для кругов на металлических связках марок M1-04 и M1-05:

$$S_{поп} \times S_{прод} < 0,2 \text{ мм/дв. ход} \times \text{м/мин.}$$

Увеличение скорости резания приводит к повышению износостойкости круга, снижению удельной себестоимости шлифования, составляющих сил резания и шероховатости обработанной поверхности, но при этом возрастают мощность и температура в зоне шлифования. При глубинном алмазном шлифовании твёрдых сплавов скорости круга должны выбираться в диапазоне 15–25 м/с.

Определены показатели глубинного алмазного шлифования твёрдых сплавов в зависимости от характеристики алмазных кругов, в том числе ширины алмазосносного слоя. Исследования показали, что наибольшая износостойкость достигается в случае использования алмазов марки AC6.

Такая закономерность характерна для неметаллизированных и металлизированных алмазов. Металлизация алмазов повышает износостойкость кругов в 1,3–1,6 раза. Силы резания, эффективная мощность и температура в зоне шлифования несколько больше при работе кругами с металлизированными алмазами.

С увеличением зернистости алмазов износостойкость кругов повышается и особенно существенно в интервале 80/63–200/160. Удельная себестоимость шлифования снижается с увеличением зернистости до 125/100 и практически не изменяется до зернистости 250/200. При увеличении зернистости от 125/100 до 250/200 повышается шероховатость обработанной поверхности, которая не изменяется для зернистостей 80/63–125/100. Можно сделать вывод об эффективном применении при глубинном шлифовании алмазов зернистости 125/100–200/160.

С увеличением концентрации алмазов в круге от 50 до 200% незначительно возрастают силовые и температурные показатели. Шероховатость обработанной поверхности уменьшается при увеличении концентрации от 50 до 150%, а при дальнейшем увеличении концентрации — возрастает. Расход алмазов и себестоимость шлифования увеличиваются с повышением концентрации алмазов от 100 до 150%, что объясняется ухудшением условий удержания зерна в связке при больших концентрациях. Условиям глубинного шлифования наиболее полно удовлетворяют круги

100–150%-ной концентрации.

Изучена обрабатываемость различных марок твёрдых сплавов. Показатели, представленные в таблице 2, показаны в долях от величины показателя обрабатываемости твёрдого сплава ВК6, принятого за 1.

Таблица 2 - Показатели обрабатываемости твёрдых сплавов

Марка твёрдого сплава	q_p , мг/г	q_v , мг/см ³	Ra, мкм	$N_{эф}$, кВт	P, кгс	Θ_k , К
ВК6	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
ВК10	1,00	0,95	1,08	1,08	1,10	1,02
ВК15	1,02	0,95	1,08	1,08	1,10	1,02
ВК20	1,02	0,92	1,08	1,12	1,16	1,05
T30K4	0,82	0,52	0,87	0,67	0,50	0,78
T15K6	0,95	0,72	1,00	0,96	0,80	0,96
T14K8	0,95	0,75	1,00	1,00	0,84	0,97
T5K10	0,98	0,84	1,08	1,00	0,93	1,00

Показатели работоспособности кругов при обработке различных марок твёрдых сплавов незначительно изменяются по сравнению с показателями для твёрдого сплава марки ВК6. Это характерно и для шероховатости обработанной поверхности.

Для глубинного шлифования твёрдых сплавов разработаны конструкции кругов с функциональной режущей рабочей поверхностью, состоящей из нескольких рабочих слоёв расположенных в одной плоскости, которые позволяют обеспечивать глубину шлифования до 1 мм и более при продольной подаче 0,3–0,5 м/мин и обеспечить шероховатость обработанной поверхности Ra порядка 0,15–0,20 мкм.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ ЭКЗОЭМИССИОННОЙ СПЕКТРОСКОПИИ

Шкилько А.М., Гедзь В.А., Доброновский В.Д.
(УИПА, г. Харьков, Украина)

The application fields of the exoelectron emission method for the analysis of the surface layers of constructing materials under mechanical processing, deformation, destruction and other outward impacts have been considered.

Введение. В последние годы появилось значительное количество работ, посвященных исследованию и диагностике поверхности конструк-

ционных материалов с привлечением метода экзоэмиссии заряженных частиц (ЭЭЗЧ) и его разновидностей: фото- и термостимулированная экзоэлектронная эмиссия (ФСЭЭ, ТСЭЭ); послеэмиссия электронов (ПЭ), фототермостимулированная экзоэлектронная эмиссия (ФТСЭЭ), экзоэмиссионная топография, эмиссия положительных и нейтральных частиц.

Метод экзоэлектронной эмиссии относится к электрическим методам неразрушающего контроля и основан на измерении и анализе параметров нестационарного тока электронов, испускаемых поверхностью материалов, подвергнутых деформации, облучению, коррозии и другим внешним воздействиям при фото- и термостимулировании [1,2].

Достоинство экзоэмиссионных методов состоит в том, что эти методы являются бесконтактными и в основном неразрушающими и могут использоваться для диагностики состояния поверхностных слоев материалов при и после различных внешних воздействиях (механическая обработка, трение и износ, облучение, коррозия и др.), без изготовления специальных измерительных приспособлений, нанесения контактов и других технологических операций. Метод (ЭЭ) прост в реализации и приборно совместим с методами электронно-зондовой диагностики, работы выхода электрона, акустической эмиссии и др. В зависимости от поставленной цели и выбора детектора излучений измерения могут осуществляться как в вакууме, так и в газовой среде.

В отличие от ряда развитых стран, метод ЭЭ не получил в Украине должного понимания и практического использования. Представляется, что углубленное изучение этого явления является одним из ключевых к пониманию таких эффектов, как деформация, разрушение, трение, адгезионная прочность и др.

Методика эксперимента. Схему проведения экзоэмиссионных исследований и неразрушающего контроля можно упрощенно представить следующим образом. Под внешним воздействием (процесс возбуждения) нарушается физико-химическое состояние поверхностных слоев твердых объектов, сопровождающиеся переходом в неравновесное состояние, и в процессе последующего стимулирования наблюдается эмиссия заряженных частиц – электронов и отрицательных ионов.

Информация при экзоэмиссионном контроле может быть получена как в интегральной форме в виде спектров ФСЭЭ, ТСЭЭ, ФТСЭЭ, ПЭ, так и в виде топографии или видеоизображения поверхности. Топографирование поверхности осуществляется при одновременной регистрации интенсивности ЭЭ и координат сканирования. Важную информацию о глубине залегания дефектов можно извлечь из измерения энергетического распределения экзоэлектронов.

Основными характеристиками, которые могут быть использованы для диагностики методом ЭЭ, являются следующие: средняя или интегральная интенсивность ФСЭЭ и ПЭ, в том числе вдоль линий сканирования; температура начала роста тока ТСЭЭ и ФТСЭЭ; интенсивность, температурное положение и количество эмиссионных максимумов в спектрах ТСЭЭ и ФТСЭЭ.

Регистрация ЭЭ представляет определенные трудности из-за малой величины экзэмиссионного тока (10^{-18} – 10^{-13} А) и энергии экзэлектроннов (0,1–2 эВ), что накладывает дополнительные требования к измерительной технике. Измерительный комплекс включает: рабочую камеру и систему откачки; системы возбуждения и стимуляции изучаемого объекта; системы регистрации интенсивности и энергии экзэлектроннов; блок сопряжения измерительной части с микроЭВМ. Результаты исследований отображаются на дисплее микроЭВМ, двухкоординатных самописцах, печатающем устройстве.

Конструктивно экзэмиссионный спектрометр представляет собой, в зависимости от поставленной задачи, высоко- или сверхвысоковакуумную камеру (10^{-4} – 10^{-7} Па), в которой находятся устройства возбуждения, энергетический анализатор, детектор электронов типа ВЭУ – 6, система линейного нагрева образца, устройство для деформирования, а также вспомогательные устройства, осуществляющие перемещение, вращение и шлюзование образца и др. Измерение эмиссионного тока осуществлялось с помощью оригинального переносного разработанного устройства, содержащего предусилитель, усилитель, дискриминатор, регистратор и блоки питания. Управление и обработка экспериментов на различных этапах выполнения работы проводились с использованием микроЭВМ ДЗ-28 и IBM-PC. Блок сопряжения измерительной части установки с микроЭВМ описан в [3].

Для формирования полной и достоверной картины о качестве, структуре и свойствах поверхностного слоя необходимо комплексное применение современных физических методов диагностики, отдавая предпочтение неразрушающим методам контроля. Наряду с методом ЭЭ при выполнении работы привлекались методы акустической эмиссии и контактной разности потенциалов [4].

Применение. Потенциальным применением ЭЭ является практически любая технологическая проблема, где важно знать кинетику изменения состояния поверхности объекта или поверхности раздела при и после различных внешних воздействий. Ниже приведены некоторые примеры технологических применений экзэмиссионной спектроскопии.

1. ЭЭ при образовании и развитии трещин.

Процессы образования и развития трещин в конструкционных материалах определяются большим числом факторов: механическими свой-

ствами материалов и их структурой, законами нагружения, видом напряженно-деформированного состояния и др.

В лабораторных условиях обычно исследуют плоские и круглые образцы с острыми местными надрезами или предварительно выращенной различными способами начальной трещины. Образцы подвергают монотонному растяжению осевой нагрузкой. Кинетику образования и развития трещин определяют такие факторы, как тип и острота надреза, толщина обреза, скорость деформации и др. Наличие большого числа факторов приводит к существенно различным закономерностям образования и развития трещин, что затрудняет их интерпретацию с единых позиций.

При образовании и развитии трещин сигналы ЭЭ вызваны в основном пластической деформацией материала в вершине трещины, образованием и объединением микроразрывов в зоне вершины трещины, скачкообразным продвижением вершины трещины на субкритической стадии ее развития. Экспериментальное изучение ЭЭ при трещинообразовании выполняют согласно обычным методикам механических испытаний образцов с трещиной, добавлением лишь операции установки перед образцом первичного детектора – вторичного электронного умножителя или счетчика электронов (при измерении на воздухе) и регистрации необходимых параметров ЭЭ в процессе нагружения.

Практически контроль осуществлялся следующим образом. Поверхностные трещины получали закалкой плоских стальных образцов и последующим их деформированием. Отбирая образцы с известной глубиной и шириной раскрытия трещин, регистрировали интенсивность эмиссионного тока. В качестве эталонного образца использовался образец без трещин. Каждый образец измеряли по 10 раз, определяя среднеквадратичную ошибку. Установлено, что интенсивность эмиссионного тока линейно зависит от объема трещины и отношения глубины трещины к ширине раскрытия. Данные экзэмиссионного контроля сопоставляли с данными капиллярной дефектоскопии. Сопоставление показало преимущество эмиссионного метода – повышенная точность и экспрессность измерений; экзэмиссионный способ удобен для промышленного контроля, так как позволяет проводить дефектоскопию непосредственно на месте производства изделия. На основе выполненных исследований авторами разработан опытный образец экзэмиссионного дефектоскопа.

2. Оценка состояния поверхностей и условий трения прецизионных деталей машин.

При исследовании технического состояния деталей подвижных соединений машин с целью определения надежности их работы или причины их преждевременного выхода из строя, а также при опытных измерениях антифрикционных свойств и износостойкости различных пар трения необ-

ходимо по состоянию поверхностей трения деталей определить характер и степень износа, равномерность контакта сопряженных поверхностей и условия их трения, характеризующиеся величиной усилий трения, скоростью скольжения, видом смазки и продолжительностью работы.

Происходящее при трении металлов изменения состояния их поверхностей неизбежно связаны с деформированием поверхностных слоев. Поэтому об условиях трения и изменении состояния поверхности можно судить по степени пластической деформации поверхностных слоев материала трущихся деталей. Для этой цели используются различные методы исследования поверхностей трения: оптический контроль при различном увеличении, определение изменения микрогеометрии поверхностей, замеры твердости и микротвердости, рентгеновский анализ и др.

Наиболее эффективными представляются способы количественной оценки изменения свойств поверхностей металлов, характеризующих условия работы соответствующих деталей машин. Применительно к прецизионным деталям, изготовленным с большой точностью и высоким классом чистоты поверхности, целесообразно использовать способы сравнительной количественной оценки степени деформирования поверхностных слоев металла и условий трения по изменению эмиссионной активности и контактной разности потенциалов локальных участков трущейся поверхности деталей.

Контроль осуществляется следующим образом. Производя тарировку изменения экзоэмиссии (ЭЭ) или контактной разности потенциалов (КРП) поверхностных слоев металла по степени их пластического деформирования, усилиям или длительности трения деталей, можно по относительному изменению ЭЭ или КРП оценивать, соответственно, степень повреждения рабочих поверхностей или условий трения исследуемых деталей. Кроме того, возможность замера эмиссионной активности на локальных микроскопических участках поверхностей позволяет оценивать степень равномерности фактического контакта поверхностей трения сопряженных деталей.

Пример практического использования предлагаемого способа. Измерение эмиссионной активности осуществлялось на деталях трех плоских золотниковых пар распределенных участков гидравлических агрегатов. Тарировка производилась по величине нормальной к поверхности трения нагрузки, для чего с помощью экспериментальной установки на рабочие поверхности золотников были нанесены следы трения о распределительное кольцо. Поверхность трения кольца состояла из трех опорных площадок по 1 мм² каждая, расположенных равномерно по окружности. Трение распределительного кольца о золотники проводилось при различных нагрузках и однородных относительных перемещениях. Затем в местах обра-

зования следов трения и на участках исходной поверхности измерялись ЭЭ и КРП и строились графики их зависимости от удельной нагрузки и усилия трения. Наблюдается четкая связь между интенсивностью ЭЭ, изменением КРП и изменением параметров, характеризующих условия трения: чувствительность предложенных методов оценки изменения состояния металлических поверхностей при трении выше, чем чувствительность способов, основанных на изменении микротвердости и чистоты исследуемых поверхностей.

3. Контроль поверхности шлифованных подшипниковых колец.

Механическая обработка металлов шлифованием представляет собой высокоэнергетическое воздействие, приводящее к значительным изменениям физического состояния поверхности металла.

В зависимости от условий и режимов шлифования и характеристик абразивных кругов поверхностные слои материала обрабатываемой детали испытывают различную нагрузку и это влечет за собой нарушение структуры поверхностных слоев с комплексным изменением их механических, физических и химических свойств.

Основным методом, применяемым на предприятиях для контроля дефектов, образующихся при шлифовании, является метод травления. Метод заключается в следующем: шлифованный образец проходит цикл химических операций по определенной схеме, в результате чего на поверхности образца можно обнаружить дефекты в виде трещин, полос, шлифовочных штрихов. Метод травления имеет следующие недостатки:

1. После проведения операций травления судьбу детали решает субъективное мнение контролера при осмотре внешнего вида детали.
2. Работа с химическими веществами вредно сказывается на здоровье обслуживающего персонала.
3. Для размещения ванн необходимо иметь достаточно большие помещения.

Установлено, что максимум интенсивности ЭЭ при шлифовании зависит от зернистости круга. С увеличением размера зерна круга интенсивность ЭЭ повышается, что связано с возрастанием числа образующихся дефектов типа прижогов на поверхности кольца.

В зависимости от механических и теплофизических свойств исследуемой стали, поверхностные слои металла в различной степени испытывают механические (пластическая деформация) и термические воздействия при шлифовке с различными скоростями. Этим и обусловлена нелинейная зависимость количества возникающих дефектов на поверхности подшипникового кольца при шлифовке с различными скоростями, что в свою очередь приводит к нелинейной зависимости интенсивности экзоэмиссии от

скорости шлифовального круга. Полученная зависимость позволяет по результатам измерения экзэмиссии производить контроль состояния поверхности обрабатываемых деталей и выбор оптимальных режимов шлифования, в частности скорости шлифования.

Сравнение результатов визуального наблюдения поверхности колец после травления с данными по экзэмиссии, позволяет выявить однозначные соответствия между количеством визуально наблюдаемых дефектов на шлифованной поверхности кольца после травления и максимумом экзэмиссии.

При шлифовании в поверхностном слое образца возникают пластические деформации, происходит разрушение старых и образование новых поверхностей, отрыв и диспергирование частиц материала, сопровождаемые сложными тепловыми процессами и фазовыми превращениями, разрушением оксидной пленки на отдельных участках и процессами диффузии кислорода в пластически деформируемые объемы металла. Следствием этих взаимосвязанных процессов является возникновение экзэлектронной эмиссии.

Чрезвычайное разнообразие процессов шлифования с точки зрения свойств абразивного материала, выбора режимов обработки и т.п., приводящее к большой дифференциации свойств обрабатываемой поверхности и приповерхностных слоев материалов сильно затрудняет теоретический анализ процессов, следствием которых является возникновение ЭЭ при абразивной обработке.

Тем не менее, экспериментально обнаруженная зависимость характера экзэмиссии от режима обработки и свойств обрабатываемого материала позволяет, учитывая хорошую воспроизводимость результатов, уже сейчас рассматривать экзэлектронную эмиссию в качестве перспективного метода оценки состояния поверхности металла после механической обработки шлифованием. Следует при этом отметить, что применение метода ЭЭ позволяет производить подобную оценку как непосредственно в ходе обработки, так и спустя длительное время.

Список литературы: 1. Кортон В.С., Слесарев А.И., Рогов В.В. Экзэмиссионный контроль деталей после обработки. — К.: Наукова думка, 1986. — 170с. 2. Шкилько А.М., Креснин А.А. Применение экзэлектронной эмиссии для исследования физико-химических свойств материалов. — Харьков, УЗПИ, 1982. — 75с. 3. Киндюшенко М.А., Поляшенко Р.Ф., Шкилько А.М. Многоканальный модуль сопряжения экзэмиссионной установки с ПЭВМ IBM. Доклады российской конференции по эмиссионной электронике. — М.: 1994, т.3, с.128-130. 4. Шкилько А.М. Неразрушающие

методы контроля металлов и узлов энергетического оборудования. — М.: ИСГО, 1994. — 170с.

НОВЫЕ СРЕДСТВА МЕХАНИЗАЦИИ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ РАБОТ ПРИ РЕКОНСТРУКЦИИ ШАХТ

Шкуматов А.Н., Антипов И.В., Ализаев Г.Т., Коробко О.Г.
(Дон ГТУ, ДБТ, ПО Донецкуголь, г. Донецк, Украина)

Different designs of stopgap and constant supports are developed. Procedures and techniques are described. The production tests were positive. The economic benefits is calculated.

На рубеже XXI века вопрос механизации основных процессов проходческого цикла при строительстве горных выработок приобретает особую актуальность. При наличии мощной базы угольного машиностроения, которой располагает Украина, изготовление в достаточном количестве устройств и приспособлений, сокращающих применение ручного труда и повышающих безопасность ведения горнопроходческих работ не представляет серьезной проблемы. Кроме того, при имеющемся в настоящее время недогрузе производственных мощностей машиностроительных заводов появление новых заводов создает дополнительные рабочие места.

Анализ показателей развития горнодобывающей промышленности Украины на ближайшие 20 лет показывает, что объем применения металлических арочных и комбинированных (железобетонные стойки и подвесной металлический верхняк) крепей будет оставаться относительно большим. На ближайшую перспективу на шахтах Донбасса предполагается 70% капитальных и 90% общего объема проведения подготовительных горных выработок закрепить рассматриваемыми типами крепи. Поэтому в настоящее время необходимо решать коренные вопросы повышения эффективности крепления. Одновременно, в связи с проходящей реконструкцией угольной промышленности, возникает необходимость в погашении горных выработок и извлечение из них металлических крепей и коммуникаций (путевого хозяйства, трубопроводов различного назначения). Нередки случаи когда на одном предприятии одновременно проводят новые и ликвидируют отслужившие свой срок выработки. Поэтому использование универсальной конструкции, совмещающей в себе функции временной крепи, крепеустановщика и монтажного устройства может оказать весьма важное влияние на качественные и количественные показатели горнопроходческих работ.

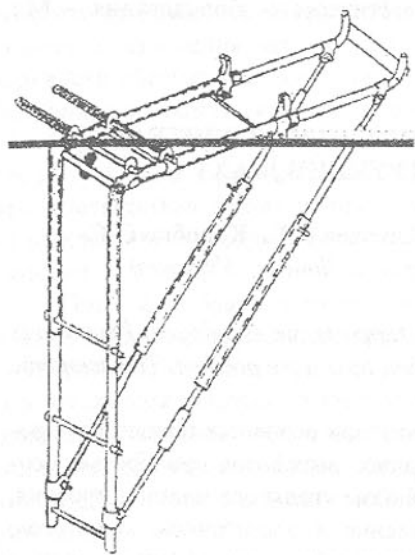


Рис. 1. Общий вид крепеустановщика.

Временная крепь устанавливается для предотвращения вывалов породы со стороны кровли выработки до возведения постоянной. Она должна иметь конструкцию, обеспечивающую быструю установку и разработку, т.е. быть инвентарного типа. Конструкция временной крепи должна быть не только ограждающей, но и частично грузонесущей. Ее назначение - предотвращение травмирования проходчиков в забое при отделении от кровли кусков породы. Различные конструкции временных крепей описаны в учебной и технической литературе.

Имеется опыт разработки механических средств возведения различных крепей, одновременно выполняющих функции временных.

Это крепеустановщики типа КПУ-1, КПУ-8. Проведенный патентный поиск позволил дополнить сведения, содержащиеся в технической литературе. Определенный интерес представляют собой выдвижные временные крепи, смонтированные на двух трубах, размещенных на уровне замков крепи. Выдвижные трубы, являясь одновременно поршнями, выдвигаются из труб большего диаметра до забоя при помощи сжатого воздуха. На них сверху укладывается деревянный или металлический настил.

За рубежом вопросами разработки крепеустановщиков занимается фирма "Бекорит" (Германия). Ею разработан ряд механизмов, передвигающихся по монорельсу, оснащенных выносным пультом управления и имеющих электрический либо гидравлический тип привода.

Для установки тубинговой крепи применяется передвигающийся по рельсовому пути проходческий кран К-1000. Его можно использовать также для подъемно-транспортных операций. Создан на базе аккумуляторного электровоза, поэтому обладает значительной массой и в призабойной части использоваться не может.

При ликвидации аварий горных выработок, связанных с завалами и обрушениями применяют различные способы. Однако основным является разборка завала вручную. Продолжительность и трудоемкость этого вида работ является значительной вследствие отсутствия быстро возводимых инвентарных крепей. Гораздо острее при этом стоит проблема безопасно-

сти, т.к. проходчики вынуждены при наличии вывалов породы со стороны кровли ("куполов") выкладывать специальные объемные конструкции, выходя для этого из-под защиты постоянной крепи. Это также вызывает необходимость разработки эффективной конструкции устройства для возведения рамной крепи в особо сложных условиях (в запаках завалов и обрушений), и на сопряжениях горных выработок, где их сечения, а следовательно и высота постоянно меняются.

Вышеизложенное позволяет сделать вывод о том, что применяемые предохранительные крепи обладают рядом существенных недостатков. Они требуют значительных затрат ручного труда при их возведении и не обеспечивают достаточной безопасности выполняемых работ, т.к. при их возведении проходчикам необходимо выходить из-под защиты постоянной крепи в раскрепленное пространство. Для возведения необходимы также дополнительные затраты материалов в виде деревянных настилов, анкеров для подвески, прогонов и др.

Применяемые типы крепеустановщиков громоздки, ненадежны в работе и, в зависимости от вида применяемой энергии, требуют особой точности изготовления. В настоящее время не существует многофункционального агрегата, объединяющего в себе одновременно временную предохранительную крепь, крепеустановщик и передвижной кран. Он должен быть экономичным, т.е. недорогим в изготовлении и эксплуатации. Его изготовление должно быть возможным в шахтных мастерских или, в крайнем случае, в ЦЭММ производственного объединения, что снизит цену и повысит конкурентоспособность агрегата.

Авторами разработана, изготовлена и испытана в шахтных условиях временная крепь-крепеустановщик, изображенная на рис.1. Крепеустановщик подвешивают на хомуте с планкой, установленном на середине верхнего ближней к забою рамы постоянной крепи. Подвеску производят при помощи шарнирно-поворотного крюка, вращающегося в вертикальной плоскости. Под защитой постоянной крепи устанавливают необходимую длину телескопических консолей с жесткими захватами. Телескопические подкосы, устанавливаемые между выдвижной телескопической лестницей и выдвижными консолями, повышает жесткость конструкции.

На захваты укладывают верхники крепи и поворачивают устройство в положение предшествующее их подъему к незакрепленной кровле. Подвеска производится при помощи жесткого полуавтоматического замка, состоящего из корпуса, металлического пальца пружины и приводного тросика. В исходном состоянии пружина сжата пальцем, а фиксирующий трос натянут. При подвеске его отпускают и палец занимает рабочее положение. Он выполняет функцию оси, вокруг которой поворачивается крепеустановщик в вертикальной плоскости.

Подъем производится при помощи телескопической лестницы, выполняющей роль рычага. Проходчик при этом становится на нижнюю ступеньку, способствуя собственным весом подъему верхняка к кровле выработки. Длина лестницы устанавливается в зависимости от высоты выработки и развала породы, места расположения рельсового пути, высоты разгрузки ковша породопогрузочной машины.

После подъема верхняка при помощи второго полу-автоматического

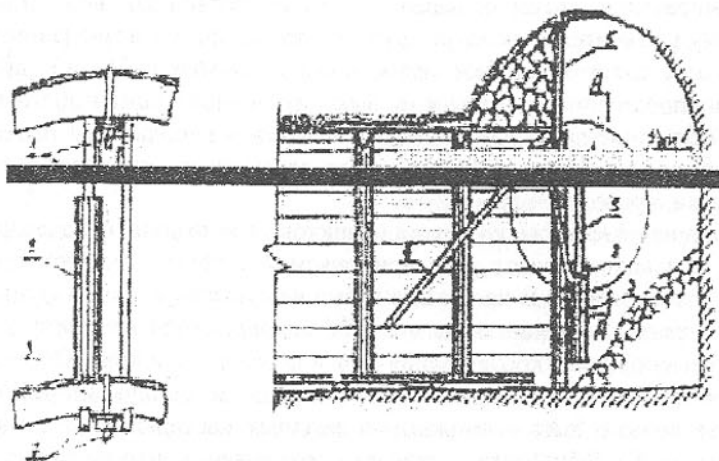


Рис.2. Крепеустановщик для разделки сопряжений: 1-консоль, 2-захват, 3-опорный верхняк, 4-рычаг, 5-стойка, 6-труба.

замка и жестко закрепляют крепеустановщик между хомутом подвески и планкой. Верхняк с боков расклинивают деревянными клиньями и укладывают на него затяжку. Выдвинутую телескопическую часть лестницы задвигают, чтобы она не мешала производственному процессу. Под защитой установленной временной крепи выполняются все необходимые работы проходческого цикла. После установки ножек крепи и их присоединения к верхнякам металлическими хомутами крепеустановщик снимают в порядке, обратном его навеске. Вначале фиксирующими тросами возвращаются в исходное положение пальцы, затем выводится из зацепления с хомутом крюк шарнир.

Эта модель является базовой. На ее основе разработана модификация для крепления выработок переменной высоты, что часто встречается при разделке сопряжений и наличии вывалов (пустот) со стороны кровли. Разработанная конструкция приведена на рис.2.

Ее описание дано в [1]. Она входит как основной элемент технологической схемы №1 в "Альбом технологических схем проведения спасательных гор-

ных выработок." [2], утвержденный начальником Государственной военизированной службы Минуглепрома Украины. Крепеустановщик предназначен для использования при наличии "купола", когда между верхняком постоянной крепи и кровлей выработки остаются пустоты, а также в случае когда горная выработка имеет переменную высоту. Это встречается на сопряжениях, где на 10-15м приходится устанавливать до 30 металлических арок разных типоразмеров. Конструктивной особенностью является два "стакана", представляющих собой отрезки трубы длиной 300мм в которые вставляются две деревянные или гидравлические стойки. "Стаканы" предварительно приваривают к верхнему, уложенному на консоли. На вставленные стойки укладывают второй (верхний) верхняк. Остальные работы аналогичны описанным выше.

В период реконструкции угольной промышленности возрастает количество погашаемых горных выработок, что требует создания оборудования для демонтажа рамной крепи, а также рельсового хозяйства, трубопроводов различного назначения и др.

С этой целью разработана основная техническая документация по созданию на базе разработанных крепеустановщиков многофункционального комплекса по доставке, монтажу-демонтажу рамной крепи и другого оборудования, передвигающегося по монорельсу. Его техническая характеристика: грузоподъемность 350 кг, шаг крепи 0,5-1,0 м, длина секции монорельса 2м, количество секций 14, привод механизма подъема и передвижения ручной с помощью тягового колеса и цепи, масса (с полком) до 986 кг.

На эксплуатацию базовой модели в производственных условиях получено разрешение Донецкого округа по надзору за безопасным ведением работ в промышленности и горному надзору.

Опытное испытание крепеустановщика на шахте продолжительность возведения металлической крепи на 10%. Экономический эффект составляет около 30 грн/м. С учетом повышения безопасности работы и улучшения условий труда он значительно возрастает и конструкция приобретает дополнительную социальную значимость.

Список литературы: 1. Шкуматов А.Н., Ализаев Г.Т., Залмаев Н.Ю. Прогрессивная технология проведения спасательных горных выработок // Прогрессивные технологии машиностроения и современность. Сб. тр. междунар. науч.-технич. конф. – Донецк ДонГТУ, 1997. –с.7-8. 2. Шкуматов А.Н. и др. Альбом технологических схем проведения спасательных горных выработок. – Донецк: ГВГСС, 1995.-38с.

НОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ РАЗДЕЛКИ СОПРЯЖЕНИЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК

Шкуматов А.Н. Антипов И.В., Ализаев Г.Т., Коробко О.Г.,
Сиравчев И.Ж. (ДонГТУ, Дон ГАУ, ПО Донецкуголь, г. Донецк, Украина)

The new form of development face is proposed. Two variants of arch support are developed.

Для успешного экономического и социального развития Украины необходимо бесперебойное функционирование цепи "уголь-металл-машиностроение". Для этого необходимо не только поддерживать достигнутый уровень добычи угля, но и повышать его. Выполнить эти задачи можно лишь при условии постоянного воспроизводства шахтного фонда, реконструкции горных предприятий и нового их строительства. При строительстве новых и реконструкции действующих шахт ежегодно строится более 520 км горизонтальных и наклонных горных выработок и сооружается около 3000 сопряжений. В среднем на 1 км горных выработок приходится 7 сопряжений.

Строительство сопряжений весьма сложно и трудоемко. Поэтому технико-экономические показатели не всегда отвечают требованиям производства. Известно, что параметры технологии и организации проведения сопряжений зависят от устойчивости пород, формы и размеров сопрягающихся выработок и направлений движения забоя по отношению к основной выработке сопряжений, а также от постоянного изменения площади забоя и соответственно объектов всех работ проходческого цикла. Существующие технологические схемы разделки сопряжений не в полной мере учитывают эти особенности.

Под *сопряжением* принято понимать участок горной выработки в месте примыкания другой выработки, ответвлений от основной выработки и соединения нескольких выработок в одну.

Около 80% сопряжений составляют 5 видов, изображенные на рис. 1: ответвления прямоугольные, по кривой и соединение двух выработок в одну под углом. Другие типы сопряжений встречаются редко.

Строительство узлов сопряжений со стороны примыкающей выработки осложняется тем, что проходческое оборудование работает в неблагоприятных условиях: из-за ограниченного пространства имеет место неоднократная перегрузка породы породопогрузочной машиной с ее ручным подбором. В уже проведенной выработке, что обычно встречается при реконструкции действующих шахт, дополнительные трудности возникают в процессе разделки сопряжений в связи со вторичным нарушением напряженно-деформированного состояния массива. В интервале площадей сече-

ния горных выработок от 7,9 до 15,2 кв.м расход металла при арочной крепи из СВП составляет 0,3-0,7 т/м, а при строительстве сопряжений он значительно выше.

На первых трех метрах расход металла составляет 0,9-2,1 т/м. В дальнейшем на протяжении 3-5 м горной выработки он снижается до 0,8-1,4 т/м. Соответственно возрастают и затраты труда на погрузку крепежных материалов и возведение постоянной крепи. Горная выработка на сопряжении, как правило, имеет переменное поперечное сечение. Рамы постоянной крепи устанавливают с переменным шагом веером. Это выдвигает повышенные требования к буровзрывным работам по качеству оформления контура выработки и соответствию ее фактических размеров проектным. Если в месте сопряжения предусмотрено сооружение бетонной опоры, то расход материалов увеличивается на несколько десятков кубометров бетонной смеси. Расход леса на изготовление опалубки и подрештовки составляет 3-5 м.куб. При строительстве сопряжения в эксплуатируемой горной выработке значительно возрастает расход взрывчатых веществ (на 30-40%) и средств инициирования (электродетонаторов) - в 1,5-2 раза. Буровзрывные работы при этом можно разделить на два этапа (обычный способ). Первый (засечка) - бурение шпуров ручными или колонковыми электросверлами (перфораторами), уменьшенная (0,8-1,5 м) длина шпуров, взрывание в несколько приемов. Второй (последующие 3-5 м выработки) - бурение шпуров бурильными установками, ручными или колонковыми электросверлами (перфораторами), нормативная (1,6-2,5 м) длина шпуров, взрывание за один прием. При этом весьма часто наблюдаются повреждения постоянной крепи взрывными работами. Наблюдения в шахтных усло-

виях показали, что ремонта или частичной замены требуют до 25% металлических арок постоянной крепи, которой закреплен узел сопряжения. С учетом необходимости ремонтных работ затраты труда на этом этапе повышаются в 2,5 раза по сравнению с проведением выработки.

Одним из новых способов строительства сопряжений предусматривается

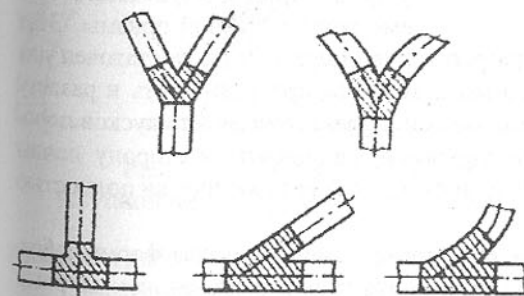


Рис. 1. Типы сопряжений горных выработок (штриховой показана крепь сопряжений).

улучшение технико-экономических показателей посредством расширения фронта работ в нижней части забоя выработки, а также предотвращения

деформации крепи и затрат времени на ее ремонт [1]. Для этого забой выработки придают криволинейно-уступную форму. Нижняя часть забоя околонтурена цилиндрической поверхностью с определенным радиусом, продольная ось которой расположена на почве выработки параллельно забою. Верхняя часть сопрягается с цилиндрической поверхностью и выполняется в виде уступа (рис. 2).

Такая форма забоя позволяет, по сравнению с традиционной, при забойном расширить фронт работ в пространстве горной выработки. Создаются более благоприятные условия для бурения и заряжания шпуров, монтажа электровзрывной сети, погрузки породы и других процессов проходческого цикла. При этом длина шпуров, расположенных у кровли и почвы выработки, одинаковая. Длина остальных шпуров в направлении снизу вверх уменьшается. Во всех шпурах применяются сплошные колонковые заряды.

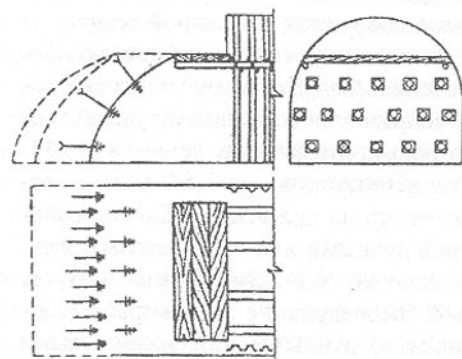


Рис. 2. Схема крепления сопряжения криволинейно-уступной формы анкерами.

При взрывных работах в первую очередь взрывают заряды в шпурах, расположенных у кровли выработки, а потом - у почвы (врубовые шпуры). Затем поочередно взрывают шпуры рядами в направлении снизу вверх. При взрыве зарядов в шпурах верхнего ряда отбивается порода уступа у кровли выработки в объеме прямоугольной призмы. Этот

объем, учитывая коэффициент разрыхления, должен быть достаточен для образования на почве защитного вала, который преградит путь к разлету породы, отбиваемой врубовыми шпурами. Траектория полета кусков породы, отбиваемых последующими взрывами, направлена в сторону почвы выработки. Деформация крепи в этом случае будет практически полностью устранена.

Нетрадиционной при этом способе проходки является форма забоя. Авторами [2] разработано несколько вариантов его крепления. Первый предусматривает крепление верхней (уступной) части выдвижной предохранительной крепи, представляющей собой деревянный настил толщиной 40-50 мм по каркасу из металлических труб. Каркас состоит из труб диаметром 168 мм, подвешиваемых на хомутах не менее чем к трем ранее установленным аркам постоянной крепи у кровли выработки. Цилиндрическую часть крепят анкерами. Возможно применение как металлических,

так и полимерных анкеров. Их устанавливают горизонтальными рядами сверху вниз, чтобы проходчики постоянно находились под защитой верхнего ряда крепи. Число анкеров в ряду и число рядов зависят от конкретных горно-геологических и горнотехнических условий сооружения сопряжений.

Анкеры устанавливаются таким образом, чтобы они в дальнейшем при сооружении сопряжения не мешали бурению шпуров.

Второй вариант крепления предусматривает использование выдвижной предохранительной крепи из двух расположенных у боков выработки труб диаметром 168 мм. При необходимости возможна установка еще одной трубы в центре выработки. Трубы имеют форму, повторяющую линию забоя (рис. 3), и подвешиваются не менее чем к трем, ранее установленным аркам постоянной крепи. Их длина подбирается с таким расчетом, чтобы прогнутый конец трубы на 1-1,2 м не доходил до почвы выработки.

Нижний конец трубы расpirается в вертикальной плоскости деревянной стойкой. На трубы укладывается и расклинивается в направлении сверху вниз по мере бурения шпуров деревянный настил из плахи толщиной 40-50 мм. При заряджении шпуров затяжку убирают в обратной последовательности. Установленная таким образом временная предохранительная крепь не препятствует обрушению уступа. При бурении шпуров и их

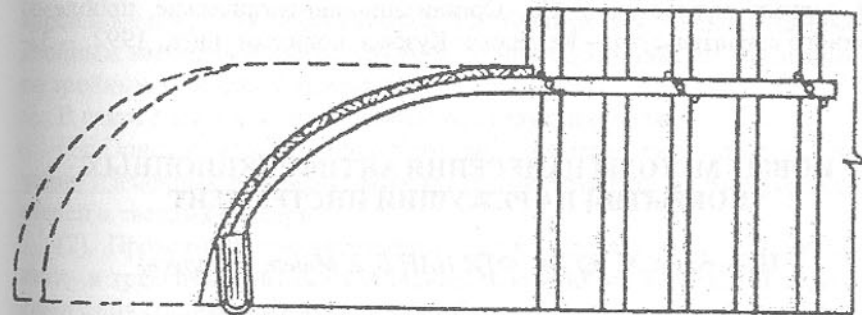


Рис. 3. Схема крепления сопряжения криволинейно-уступной формы временной металлической крепи.

заряджении рабочие защищены от возможных вывалов кусков породы.

Разработанный способ, как альтернативный вариант, использован для сравнения при составлении проекта производства работ по строительству сопряжения механизированного ходка уклона №3 с заездом на 6-е конвейерные штреки пласта К8 ГОАО шахты им. А.Ф. Засядько.

Результаты экономического сравнения предлагаемых вариантов с традиционно используемыми на шахте приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Результаты сравнения вариантов

Способ разделки сопряжения	Тип временной крепё	Затраты на 1м, грн.		
		заработная плата	материалы	всего
Традиционный	Выдвижная ме- таллическая	259,5	1356	1615,5
Предлагаемый	Выдвижная ме- таллическая	216	1095,9	1311,9
	Анкерная	244,2	1191,9	1436,1

Таким образом, менее дорогостоящим является вариант сопряжения криволинейно-уступной формы с анкерной крепью. При этом ожидаемый эффект составляет 303,6 грн/м.

Список литературы: 1. Шкуматов А.Н., Гудзь А.Г., Махмудов А.Г. - Способ горных выработок. А.с. 1528075// Бюл. Изобр. 1989, №24. 2. Шкуматов А.Н. и др. Совершенствование технологии разделки сопряжений горных выработок // Сб. Организационно-технические проблемы шахтного строительства. - Кемерово: Кузбасс политехн. ин-т., 1992. - 32-37с.

НОВЫЕ МЕТОДЫ НАНЕСЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ

Шматов А.А. (БГПА, ФТИ НАН Б, г. Минск, Беларусь)

Two technologies have been developed for depositing anti-frictional coatings on cutting tools: (1) thin-film coatings produced by processing of tools in an aqueous suspension of refractory compounds at 90-100 °C and subsequent tempering at 150-200 °C. This results in the formation of a 4 µm thick coating, which provides an increase of service life of high-speed and hard alloy cutting tools by the factor of 2-4; (2) thermochemical treatment of steels and hard alloys to produce multicomponent carbide coatings. The processing temperature is 1000 °C and duration is 4 h. The thus produced 3-7 µm thick carbide coatings with a microhardness of 32,000 MPa and more permit increasing the service life of hard alloy cutting tools by the factor of 3 to 6. The processes are simple, efficient, easy to implement and ecologically safe.

Введение

В настоящей работе научные исследования проводили по двум наиболее перспективным направлениям в области нанесения антифрикционных покрытий на режущий инструмент:

(1) В направлении разработки технологий низкотемпературного пленочного упрочнения путем обработки инструмента в водных растворах и суспензиях.

(2) В направлении разработки многокомпонентных износостойких покрытий.

Способы 1 группы осуществляются при температурах ниже температуры кипения водного раствора и отпуска (до 150-200 °C), поэтому позволяют упрочнять инструмент из различных марок сталей и сплавов без потери их прочностных характеристик. Эти процессы пожаробезопасны, экологичны, технологичны и высокопроизводительны.

Способы 2 группы представляют наибольший интерес в случае получения многокомпонентных карбидных покрытий на твердосплавном инструменте методом химико-термической обработки (ХТО), поскольку твердый сплав не разупрочняется при температурах процесса. С другой стороны, хотя хорошо известно, что легированные карбиды значительно превышают по свойствам однокомпонентные карбиды, многокомпонентные карбидные покрытия мало изучены [1]. Имеются разрозненные данные по двойным карбидным композициям и не проведено никаких исследований по тройным карбидным покрытиям.

В связи с этим в работе поставлены следующие задачи:

(1). Поиск и разработка простого низкотемпературного процесса получения пленочных покрытий на режущем инструменте из быстрорежущих сталей и твердых сплавов.

(2). Проведение сравнительного анализа структуры и свойств одно-, двух- и трехкомпонентных карбидных покрытий на твердых сплавах, оптимизация состава покрытий, и разработка недорогой эффективной технологии нанесения износостойких покрытий на режущий твердосплавный инструмент.

Методика

(1) Низкотемпературные пленочные покрытия получали путем обработки быстрорежущих сталей P6M5 (6% W, 5% Mo), P18 (18% W), и твердых сплавов T15 K6 (79% WC, 15% TiC, 6% Co), BK8 (92% WC, 8% Co), в водной суспензии на базе тугоплавких соединений при температуре 90-100 °C и последующего отпуска при температуре 150-200 °C. Для подготовки поверхности перед обработкой образцы предварительно обезжиривали и подвергали декапированию в 5-10% растворе соляной кислоты в течение

одной минуты. После каждой операции подготовки и обработки поверхности образцы промывали в воде.

(2) Многокомпонентные карбидные покрытия в системах Cr-Ti-V, Cr-Ti-Mo, Cr-V-Mo, Cr-V-Nb и Ti-V-Mo наносили на твердые сплавы T15K6 и BK8 методом ХТО. Образцы из твердых сплавов помещали в контейнер из жароупорной стали и засыпали порошковой насыщающей смесью, затем контейнер герметизировали и загружали в электропечь, нагретую до температуры 1000-1050 °C на 4-6 ч. Порошковые насыщающие смеси синтезировали путем восстановления оксидов металлов Me_xO_y алюминием из смеси следующего состава (мас.%): 98% (50% Al_2O_3 + 35% Me_xO_y + 15% Al) + 2% NH_4Cl , где оксиды Me_xO_y = Cr_2O_3 , TiO_2 , V_2O_5 , MoO_3 , Nb_2O_5 являются поставщиками карбидообразующих элементов. Для оптимизации состава порошковой смеси использовали математический метод симплекс-планирования [2]. По результатам исследований свойств покрытий производили расчет математических моделей и строили диаграммы "состав-свойство".

Для изучения структуры и фазового состава покрытий применяли микроструктурный, рентгеноструктурный и микрорентгеноспектральный анализы, измеряли их микротвердость. Испытания на износостойкость покрытий на твердосплавном инструменте проводили путем точения непереключаемыми пластинами из T15K6 и BK8 стали 40X и чугуна СЧ18, соответственно, при следующих режимах резания: скорость 100 м/мин, подача 0,2 мм/об, глубина 1-5 мм. Испытания на износостойкость покрытий на быстрорежущих сталях P6M5, P18 проводили путем сверления стальной плиты сверлом диаметром (D) 4 мм на глубину 1,5D. Показатель относительной износостойкости покрытий определяли по формуле $K_w = t_2/t_1$, где t_1 - время работы инструмента без покрытия, мин, t_2 - время работы инструмента с покрытием, мин.

Результаты

(1) При разработке низкотемпературных пленочных покрытий изучено влияние состава рабочей ванны и технологических параметров процесса на режущие свойства инструмента, обработанного в водных растворах (суспензиях). Отмечено, что наилучшие результаты получены при использовании водной суспензии, содержащей как металлосодержащие на базе тугоплавких соединений, так и не металлосодержащие компоненты на базе поверхностно-активных веществ. Установлено, что износостойкость инструмента зависит от температуры, кислотности водного раствора (суспензии), времени проведения процесса. Наиболее приемлемыми параметрами процесса являются: температура 90-100 °C, время 30-90 мин, кислотность pH 4,5-6,5, а оптимальное соотношение компонентов (металлосодержащего 80-200 г/л, неметаллосодержащего 5-20 г/л) позволяет достичь постоянного

уровня кислотности раствора в течение длительного цикла. Изучено влияние термической обработки инструмента с нанесенным пленочным покрытием на его износостойкость. Показано, что проведение термической выдержки в течение 1-1,5 ч при температуре 150-200 °C позволяет повысить износостойкость инструмента, стабилизировать процесс и понизить процент брака. На основании исследований тонкого строения пленочных покрытий сделано предположение, что первоначальная обработка инструмента водной суспензией из неметаллосодержащего компонента на основе C, N, S, O и металлосодержащего компонента на основе Ti, Cr, W, V, Mo, Nb позволяет создать на поверхности быстрорежущих сталей и твердых сплавов комплексы поверхностно активных веществ с соединениями металлов, а последующая термическая выдержка разлагает эти комплексы до образования твердой фазы: сульфидов, оксидов, нитридов и их соединений. Создание на поверхности пленки толщиной 4 мкм вышеназванного состава положительно сказывается на повышении режущих свойств инструмента. Например, эксплуатационная стойкость упрочненных метчиков, сверл, плашек, зенкеров, разверток, долбяков из быстрорежущих сталей возрастает в 2-4 раза, а износостойкость упрочненных твердосплавных пластин при токарной обработке увеличивается в 2-3 раза, а при фрезерной обработке - в 2,5 раза, по сравнению с неупрочненными. Предлагаемая технология проста, пожаробезопасна, высокопроизводительна и экологична.

(2) ХТО твердосплавного инструмента в порошковых средах на основе систем Cr-Ti-V, Cr-Ti-Mo, Cr-V-Mo, Cr-V-Nb, Ti-V-Mo приводит к образованию многокомпонентных карбидных покрытий толщиной 4-7 мкм, содержащих сложнелегированные карбиды с неравновесным фазовым составом. Сравнительные данные износостойкости, микротвердости и толщины одно- двух- и трехкомпонентных карбидных покрытий на твердых сплавах T15K6 и BK8 представлены в таблице 1. Из Табл. 1 очевидно, что трехкомпонентные карбидные покрытия превосходят по свойствам одно- и двухкомпонентные покрытия. Последнее обусловлено 1) преобладанием в слое карбидов с повышенной твердостью (карбидов TiC, VC), 2) наличием взаимной растворимости карбидов (5-15%), и 3) текстурованностью карбидов (до 30% от теоретической).

Таблица 1 - Относительная износостойкость K_w , толщина δ и микротвердость H_μ карбидных покрытий на твердых сплавах.

Вид покрытий	K_w		$H_\mu, 10^3 \text{ МПа}$		$\delta, \text{ мкм}$	
	T15K6	BK8	T15K6	BK8	T15K6	BK8
Однокомпонентные	1-2.8	1-2.4	11.0-17.0	10.0-17.0	7-10	7-12
Двухкомпонентные	2.4-3.1	2-3	17.4-23.0	16.1-22.0	4-8	6-9

Трехкомпонентные	4.4-6.6	3.4-4.1	31.0-33.0	27.0-32.0	4	5-7
------------------	---------	---------	-----------	-----------	---	-----

В работе проведена оптимизация составов насыщающих смесей по износостойкости твердых сплавов Т15К6, ВК8 в указанных трехкомпонентных системах. Выбраны следующие оптимальные составы смесей в системах:

Cr-Ti-V:	25% Cr ₂ O ₃ + 50% TiO ₂ + 25% V ₂ O ₅
Cr-Ti-Mo:	25% Cr ₂ O ₃ + 50% TiO ₂ + 25% MoO ₃
Ti-V-Mo:	25% V ₂ O ₅ + 50% TiO ₂ + 25% MoO ₃
Cr-V-Nb:	25% Cr ₂ O ₃ + 50% V ₂ O ₅ + 25% Nb ₂ O ₅
Cr-V-Mo:	25% Cr ₂ O ₃ + 50% V ₂ O ₅ + 25% MoO ₃

Эти оптимальные составы насыщающих смесей обеспечивают повышение износостойкости неперетачиваемых твердосплавных пластин при токарной обработке в 4-6 раз, а твердосплавных фрез при резании закаленных сталей (HRC 60) в 3-20 раз по сравнению с неупрочненными. Предложенная технология проста и недорога.

Выводы

Разработанные способы нанесения антифрикционных покрытий в виде низкотемпературных пленочных и многокомпонентных карбидных на режущем инструменте существенно увеличивают его износостойкость. Предложены простые эффективные, высокопроизводительные и дешевые способы, которые дают возможность заменить существующие технологии упрочнения режущего инструмента из твердых сплавов и быстрорежущих сталей.

Список литературы: 1. Лившиц Б.Г., Крапошин В.С., Линецкий Я.Л. Физические свойства металлов и сплавов. - М.: Металлургия, 1980.- 320с. 2. Новик Ф.С. Математические методы планирования экспериментов в металловедении. - М.: МнСиС, 1971.-304с.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ НАСОСОВ В КАЧЕСТВЕ ИСТОЧНИКОВ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ В УСТРОЙСТВАХ РАЗОГРЕВА ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ

Щедролосев А.В. (ХФ УГМТУ, г. Херсон, Украина)

Experimental research and comparison of heating capacity of a screw groove viscous friction pump and a high-lift pump with nozzles of a finned coil type, a fuel-injection jet, a throttle and the pump properly as a heat one are made.

As a result the highest efficiency and perspectiveness of screw groove pump usage as heaters are estimated. Usage of high-lift pumps with nozzles of a coil type, fuel-injection jets and throttles has proved less efficient; it causes additional power and time consumption and has a number of other shortcomings.

Устройства разогрева (подогрева) вязких нефтепродуктов и других веществ для снижения их вязкости и увеличения текучести в системах и емкостях при загрузках, перевозках, подготовке топлива и смазки, заправке, запуске, переработке, перекачке, разливе и выгрузке широко применяются во многих отраслях промышленности.

Применяемые для нагрева источники тепловой энергии и устройства весьма разнообразны. Среди устройств с несколькими последовательными преобразованиями энергии особое место занимают высоконапорные насосы с различными концевыми насадками.

С целью определения эффективности использования винтоканавочного насоса-нагревателя [1] в устройствах разогрева вязкой жидкости проведено экспериментальное исследование и сопоставление его теплотворности с высоконапорным шестеренным насосом с насадками в виде орб-ренного змеевика [2,3], с жиклером [4], с вентилем в качестве дросселя инерционного сопротивления [5] и непосредственно напрямую самим, как тепловым, без насадок. Приведенные источники тепловой энергии [2,3,4,5] характеризуются в литературе, как эффективные без указания конкретных количественных показателей.

Экспериментальная установка состояла из теплоизолированной емкости, винтоканавочного и высоконапорного шестеренного насосов с приводом от электродвигателя, соединительных трубопроводов, концевых насадок, манометра, предохранительного клапана, запорных вентилей и термометров.

Теплоизолированная емкость имела объем 3,4 м³ и площадь поверхности 15,22 м². Расчетные полные тепловые потери емкости составляли 1222 Ккал/ч (1419 Вт). Теплотери емкости воссоздавались и поддерживались с помощью проточной водяной рубашки омывающей днище и боковые стороны емкости.

Приемный и возвратный трубопроводы расположены с противоположных сторон емкости снизу, что обеспечивало некоторое перемешивание масла в баке, снижающее выпадение осадков и прогревание удаленных масс. Для присоединенных насадок возвратный (напорный) трубопровод имел нарезной конец.

Отвод от возвратного трубопровода служил для присоединения предохранительного клапана имевшего свой ввод в емкость.

В качестве рабочей жидкости применялось масло авиационное МК-22 по ГОСТу 1013-49.

Испытываемый винтоканавочный насос с нагнетающими и обратными канавками располагался на уровне трубопроводов, заполнялся маслом, в силу вязкого трения в слое масла нагревал его и возвращал нагретым в бак с малой подачей при малом напоре.

Сопоставляемый высоконапорный шестеренный насос ставился на раму вместо винтоканавочного и соединялся с трубопроводами, а на внутренних нарезной конец возвратного патрубка устанавливались различные упомянутые насадки преобразующие энергию потока масла в тепло.

Характеристики насосов и насадок использованных в качестве источников тепловой энергии следующие:

1. Винтоканавочный насос - нагреватель

- подача $V = 0,207 \text{ м}^3/\text{час}$,
- напор $P = 0,26 \text{ кг/см}^2$,
- диаметр винта $D = 99,826 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- радиальный зазор $\delta = 0,087 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- длина винта $L = 46,73 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- угол подъема канавок $\theta_{np.} = 4,9^\circ$, $\theta_{обр.} = 21,0^\circ$,
- размер канавок $(b \times h)_{np.} = 8 \cdot 10^{-3} \times 8 \cdot 10^{-3}$, $(b \times h)_{обр.} = 5,7 \cdot 10^{-3} \times 5,7 \cdot 10^{-3}$,
- относительная ширина канавок $\varepsilon_{np.} = 0,3$, $\varepsilon_{обр.} = 0,05$,
- потребляемая мощность $N = 1421 \text{ Вт}$.

2. Высоконапорный шестеренный насос

- подача $V = 0,52 \text{ м}^3/\text{час}$,
- напор $P = 100 \text{ кг/см}^2$,
- потребляемая мощность $N = 2600 \text{ Вт}$.

3. Электропривод по ТУ 26-02-880-83

- мощность электродвигателя $N = 3000 \text{ Вт}$,
- частота вращения $n = 2900 \text{ об/мин}$.

4. Оребренный змеевик

- труба ст. $d = 17 \times 2 \text{ мм}$,
- длина $l = 195,5 \text{ м}$,
- диаметр ребер $D_p = 29 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- количество рядов по высоте емкости 3,5 шт.,
- гидравлическое сопротивление $\Delta P = 9,81 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$.

5. Жиклер

- диаметр $d_{жс} = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- длина $l_{жс} = 4,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- гидравлическое сопротивление $\Delta P = 9,81 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$.

6. Вентиль в качестве дросселя

- диаметр прохода $d_{пр.} = 20 \cdot 10^{-3} \text{ м}$,
- конусность пробки $\alpha = 90^\circ$,
- настройка потери напора $\Delta P = 9,81 \cdot 10^6 \text{ Н/м}^2$.

Приведенные характеристики насосов и насадок были рассчитаны исходя из условий подогрева масла до 40° С . Допустимая температура нагрева масла – 55° С .

Результаты экспериментального исследования и сопоставление теплотворности винтоканавочного насоса в качестве нагревателя и нагнетателя и высоконапорного насоса с насадками представлены в таблице 1.

Таблица 1 - Результаты экспериментального исследования винтоканавочного насоса-нагревателя и высоконапорного с различными насадками

Наименование насоса и насадка	Температурный напор ΔT $^\circ \text{С}$	К.П.Д. нагрева	Замечания
1.Винтоканавочный насос-нагреватель по А.с. №1371141 М. кл.4 F 16 №39/04	15	0,95	Зависимость от вязкостно-температурных и других характеристик жидкости
2.Высоконапорный насос с оребренным змеевиком по А.с. №164511 М кл.4 F 16 №39/04, А.с. №590774 М. кл.4 F 16 №39/04	3,5	0,57	Конвективный теплообмен замкнут на верхнем ряду змеевика. Трудности монтажа. Недогрев. Требуется увеличение мощности насоса, как теплового в 1,62 раза
3.Высоконапорный насос с жиклером по А.с. №149649 М. кл.4 F16 №39/04	3,1	0,50	Перегрев в районе жиклера. Недогрев емкости. Зашлаковывание. Требуется увеличение мощности насоса как теплового в 2 раза.
4.Высоконапорный насос с вентилем в качестве дросселя [5]	2,5	0,40	Недогрев емкости. Перегрев крана. Зашлаковывание. Требуется увеличение мощности насоса, как теплового в 2.5 раза

Продолжение таблицы 1

5.Высоконапорный насос в качестве теплового без насадки [5]	1,7	0,28	Недогрев емкости. Для выполнения тепла требуется увеличение мощности насоса, как теплового в 3,6 раза
---	-----	------	---

Сопоставление результатов тепловых характеристик и затрат мощности насосов и насадок приведенные в таблице, показали наиболее высокую эффективность и перспективность применения винтоканавочного насоса в простейшем устройстве бесфакельного нагрева вязкой жидкости. Благодаря высокому коэффициенту нагрева (0,95) прокачиваемое насосом масло нагревается за один проход на 15°C и с малым напором при малой подаче возвращается в емкость, передает тепло всему продукту, перемещивает его, снижая температуру застывания и процесс выпадения осадков. Насос-нагреватель потребляет наименьшую мощность в 1,421 кВт, не требует контура разогрева, циркуляционного насоса и не загромождает емкость.

Нагрев высоконапорным насосом с оребренным змеевиком значительно уступает по эффективности винтоканавочному насосу и имеет ряд существенных недостатков. Являясь крайней противоположностью устройств с насадкой в виде дросселя или жиклера, оребренный змеевик неэффективно загромождает емкость, приводит к перегреву нижних рядов в силу замыкания конвективного теплообмена на верхнем ряду змеевика. Возможна порча продукта и зашлаковывание. Конструктивно невозможно разместить змеевик с достаточной поверхностью теплоотдачи при небольшом температурном напоре в один ряд по высоте. При больших теплопотерях и больших емкостях тем более нельзя конструктивно разместить змеевик в емкости и создать необходимые гидравлическое сопротивление и площадь теплоотдачи. Применение наконечников на выходе змеевика создает некоторую принудительную циркуляцию, однако ее скорость на два порядка ниже чем естественного теплообмена. Для восполнения недостатка тепла насосом, как тепловым требуется повышение затрат мощности в 1,62 раза, кроме того значительно увеличивается время нагрева.

Устройства нагрева с жиклером и дросселем, хотя конструктивно более приемлемы из-за не загромождения емкости и удобства монтажа, но имеют серьезные проблемы с отводом тепла, перегревом масла и зашлаковыванием. Эти теплообразующие насадки также требуют дополнительных затрат мощности в 2-2,5 раза на восполнение тепла насосом, как тепловым и создания достаточного принудительного теплоотвода тепла от жиклера, либо дросселя.

Непосредственное применение высоконапорного насоса в качестве теплового без дополнительных насадок – преобразованием кинетической энергии движущегося вещества в тепло – крайне неэффективно из-за возрастания затрат мощности в 3,6 раза на практически бесполезную циркуляцию масла и недостаточный температурный напор.

Таким образом, результаты экспериментального исследования эффективности теплообразования винтоканавочным и высоконапорным насосами с различными насадками показали значительную экономическую эффективность и перспективность использования винтоканавочного насоса в устройствах бесфакельного нагрева вязких веществ и проведения дальнейших научно-исследовательских разработок по применению его в системах горячеструйного циркуляционного подогрева вязких жидкостей.

Список литературы: 1. А.с. 1371141 М. кл. 4 F 16 №39/04. (СССР). Винтоканавочный насос/ А.М.Стецюк, И.В.Щедролов и В.Н.Григоров, 1986. 2. А.с. 164511 М.кл.4 F 16 №39/04. (СССР). Устройство для бесфакельного нагрева смазочного масла / Б.Б.Бабинский, 1964. 3. А.с. 596774 М.кл.4 F 16 № №39/04.(СССР). Устройство для бесфакельного нагрева смазочного масла /Е.А.Зинкичев, Р.Г.Батрашина и В.Ф.Дмитриев, 1978. 4. А.с. 149649 М.кл.4 F 16 №39/04. (СССР). Способ разогрева масла при подаче его в автомобиль шестеренчатым насосом/ Ю.М.Копылов, И.В.Болгов и Н.С.Пасечников. 5. Гидравлика, гидравлические машины и гидравлические приводы /Башта Г.М. и др.. М., Машиностроение, 1970, 504 с.

ВОЗДЕЙСТВИЕ ИМПУЛЬСНЫХ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ И ТОКОВ НА ДЕТАЛИ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ УВЕЛИЧЕНИЯ ИХ РЕСУРСА И НАДЕЖНОСТИ

Юдаев В.Б., Костин Н.С. (МАИ, г. Москва, Россия)
Бакулин В.Н. (ИПРИН РАН, г. Москва, Россия)

Application of impulse electromagnetic fields for increase of resource, of a reliability and endurance of details, instrument and equipment.

Народное хозяйство страны требует постоянного решения проблем увеличения надежности и ресурса конструкций, работающих при переменном нагружении, снижения себестоимости холодно-штампованных деталей, а также стойкости режущего инструмента и штамповой оснастки, восстановления ресурса деталей, частично или полностью его исчерпавших.

Указанные проблемы могут успешно решаться при применении новых эффективных технологических процессов (ТП), использующих воз-

действие импульсных электромагнитных полей (ИЭМП) и импульсных токов (ИЭТ) на детали и заготовки из электропроводящих материалов.

ТП на основе ИЭМП и ИЭТ позволяют существенно улучшить как эксплуатационные показатели, так и экономичность при изготовлении. Данные ТП улучшают физико-механические свойства и структуру материала, частично или полностью снимают остаточные напряжения. Главным для повышения надежности и ресурса изделий, а также для восстановления ресурса является эффект "залечивания" усталостных микротрещин и др. микроконцентраторов, позволяющий в 1.5...2.5 раз увеличить трещиностойкость, усталостную долговечность. Кроме того воздействие ИЭМП и ИЭТ увеличивает 1.5...2.3 раза коррозионную стойкость и триботехнические свойства контактных деталей.

Следует отметить, что благоприятное воздействие ИЭМП и ИЭТ происходит в узком диапазоне параметров ТП изготовления и эксплуатации детали или инструмента. Отклонение от оптимальных параметров может приводить даже преждевременному разрушению детали и снижению эксплуатационных свойств. Поэтому важны теоретические и экспериментальные исследования, чтобы найти оптимальные режимы, создать теоретические основы и инженерные методики расчета параметров и обеспечить внедрение указанных ТП в производство.

Анализ предшествующих исследований [1, 2, 3] позволяет представить механизм упрочнения в виде, указанном рис. 1, 2.

Электромагнитное поле, созданное внутри проводящей среды, деформируется и перераспределяется на границах непроводящих плоских и объемных дефектов типа трещин, пор, непроваров, неметаллических включений, расслоений, структурных неоднородностей и др. В вершине дефекта (устье трещины) происходит увеличение плотности тока $\vec{j}$, напряженности электрического поля $\vec{E}$ и индукции магнитного поля $\vec{B}$, что сопровождается тепловыделением и появлением механических напряжений. Учитывая кратковременность импульса ($\tau = 10^{-5} \dots 10^{-4}$ с.) нагрев можно считать локальным и адиабатическим. Увеличение $\vec{j}$ на 2...3 порядка вызывает локальный нагрев в вершине дефекта до температуры 2000...3000° С и расплавление металла.

Обтекание вершины трещины ИЭТ аналогично работе одновиткового индуктора, в котором возникают радиальные растягивающие напряжения $\sigma_{\text{ра}}$ под действием электродинамических усилий $F_{\text{эл}}$ [1]. Последние способствуют выбросу расплавленного металла и образованию кратера $\varnothing 0,1 \dots 1 \text{ мм}$ (рис. 2) с формой, соответствующей годографу $F_{\text{эл}}$. Материал в зоне кратера упрочняется вследствие термомеханического эффекта. Эф-

фект "засверливания" трещины и упрочнения материала в ее вершине способствует останову трещины.

На контуре трещины вследствие локального нагрева возникают термодинамические упругие сжимающие напряжения $\sigma_{\text{сж}}$, превосходящие в несколько раз величину $\sigma_{\text{ра}}$. Напряжения будут сжимающими, если продолжительность процесса τ^* отвечает условию

$$\tau^* = \frac{C_v \rho}{\chi} \cdot A^2 \quad (1)$$

где C_v - удельная теплоемкость (кг/м^2), ρ - плотность материала (кг/м^3), χ - коэффициент теплопроводности, A - характерный размер области (мк).

Термоупругие напряжения приводят к смыканию границ микротрещины и "залечиванию", вплоть до диффузионного эффекта. Например, для алюминиевых сплавов время "залечивания" составит $\tau^* = 10^{-1}$ с, а при условии рекристаллизации $\tau^* \approx 10^{-2}$ с.

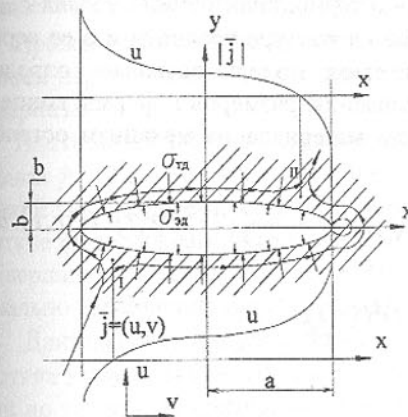


Рис.1. Обтекание трещины ИЭТ и распределение плотности тока j , электро- и термодинамических напряжений $\sigma_{\text{эл}}$ и $\sigma_{\text{тл}}$

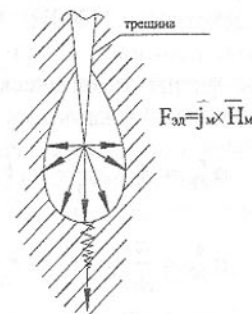


Рис.2. Годограф сил в вершине трещины

Следует важный вывод, что для "залечивания" микротрещин необходимы импульсы тока длительностью не менее $10^{-2} \dots 10^{-1}$ с. Импульсы с длительностью $\tau = 10^{-6} \dots 10^{-3}$ с, могут вызвать остановку трещины, но не ее "залечивание". Процесс "залечивания" более вероятен при многократном воздействии коротких импульсов.

Электродинамические напряжения $\sigma_{\partial\partial}$, вызванные пинч-эффектом, в 6...8 раз меньше термодинамических $\sigma_{m\partial}$. При направлении вектора $\vec{E}$ нормально к границе дефекта напряжение $\sigma_{\partial\partial}$ способствует его "раскрытию", а при ориентировании вдоль границы - "смыканию".

Механизм воздействия ИЭМП на микродефекты (концентраторы) в проводящей среде может быть описан 3-мя группами уравнений.

1-я группа описывает распределение тока на контуре (плотность, $\vec{j}$) при его протекании в проводящей среде, ослабленной эллиптическим разрезом с полуосями a и b (рис.1).

2-я группа описывает распределение (градиент) тепловых полей в теле с трещиной, непосредственно связанных с плотностью тока j_∞ и коэффициентом концентрации тока β

$$T = j_\infty^2 \cdot \beta^2(\xi, \eta) \cdot \frac{\tau}{C_v \gamma} \quad (2)$$

где ξ, η - эллиптические координаты, τ - время, γ - вектор.

3-я группа описывает электро- и термодинамические усилия $F_{\partial\partial}, F_{m\partial}$, и напряжения $\sigma_{\partial\partial}, \sigma_{m\partial}$, возникающие на контуре трещины и в ее вершине под действием ИЭМП. Математическая модель позволяет определить влияние плотности тока и его направления, размеров и формы концентраторов, физико-механических свойств материала на механизм останова и "залечивания" трещин.

$$\begin{aligned} \sigma_{\partial\partial}^r &= A + \frac{1+\nu}{2} \mu_0 \int_0^r j(r,t) H(r,t) dr + \frac{1-\nu}{2r^2} \int_0^r r^2 j(r,t) \cdot H(r,t) dr; \\ \sigma_{\partial\partial}^\theta &= \frac{d}{dr}(r, \sigma_r) - r \cdot \mu_0 \cdot j(r,t) H(r,t); \\ \sigma_{\partial\partial}^z &= -\nu(\sigma_r + \sigma_\theta). \end{aligned} \quad (3)$$

где $\sigma_{\partial\partial}^r; \sigma_{\partial\partial}^\theta; \sigma_{\partial\partial}^z$ - компоненты тензора напряжений в цилиндрических координатах.

Термоупругие динамические напряжения $\sigma_{m\partial}$ определяются по формулам [1]:

$$\begin{aligned} \sigma_{m\partial}^r &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left[\frac{1}{R^2} \int_0^R T(r,t) r dr - \frac{1}{r^2} \int_0^R T(r,t) r dr \right]; \\ \sigma_{m\partial}^\theta &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left[\frac{1}{R^2} \int_0^R T(r,t) r dr - \frac{1}{r^2} \int_0^R T(r,t) r dr - T(r,t) \right]; \\ \sigma_{m\partial}^z &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left[\frac{2}{R^2} \int_0^R T(r,t) r dr - T(r,t) \right]; \end{aligned} \quad (4)$$

где α - коэффициент линейного расширения;

ν - коэффициент Пуассона.

Напряжения растут в первой четверти периода $t = \pi / 2\omega$, затем, практически, не изменяются.

Радиальные $\sigma_{\partial\partial}^r$ и тангенциальные $\sigma_{\partial\partial}^\theta$ напряжения имеют знак "-", а осевые знак $\sigma_{\partial\partial}^z$ "+" во всех точках сечения. Термоупругие динамические напряжения $\sigma_{m\partial}^r$ имеют знак "+", а $\sigma_{m\partial}^\theta$ и $\sigma_{m\partial}^z$ знакопеременны.

Проведенный анализ позволил сформулировать требования к оптимальным параметрам импульса тока, позволяющим "залечивать" дефекты в материале.

Плотность наведенных или пропускаемых токов должна лежать в пределах $j = 10^7 \dots 5 \cdot 10^9$ А/м². Большие значения соответствуют материалам с низкой электропроводностью (титановые сплавы, стали и др.), имеющие короткие (зародышевые) трещины длиной $a = 10^{-2} \dots 10^{-1}$ мм с острым углом при вершине (типа усталостных). Плотность тока уменьшается пропорционально увеличению длины трещины.

Длительность импульса должна лежать в пределах $\tau = 10^{-5} \dots 10^{-1}$ с. Короткие импульсы ($\tau = 10^{-5} \dots 10^{-3}$ с) расширяют область безопасной обработки по тепловому критерию, но их следует рекомендовать для останова и "залечивания" коротких трещин ($a = 10^{-1} \dots 10^0$ мм) в материалах с хорошей электропроводностью. Подобные импульсы вызывают большие термоупругие напряжения, способствующие "залечиванию" микродефектов;

При наличии в материале дефектов с различной длиной и формой следует вести обработку импульсами средней плотности ($j = 5 \cdot 10^6 \dots 10^8$ А/м²) с длительностью воздействия $\tau = 10^{-2} \dots 10^{-1}$ с и количеством импульсов $n = 2 \dots 5$;

Обработку только поверхностного слоя детали целесообразно вести на МИУ с высокой частотой разряда и использованием скин-эффекта импульсами средней энергоемкости и длительности;

Наибольший эффект оказывают импульсы с направлением тока перпендикулярно продольной оси дефекта, а для объемных дефектов - еще и в плоскости дефекта.

Список литературы: 1. Юдаев В.Б. Увеличение ресурса сварных деталей ЛА обработкой импульсными магнитными полями. // "Вестник МАИ" - №2, 1996, 5с. 2. Юдаев В.Б. Увеличение стойкости режущего инструмента, штампов и оснастки воздействием импульсных магнитных полей. // "Авиационная промышленность" - 1998, 5с. 3. Юдаев В.Б. Применение импульсных магнитных полей и токов для увеличения ресурса деталей, инструмента и оснастки // Труды 1-й МНТК "Металлофизика и деформирование материалов" Вестник СГАУ, 1999г с 116-121с.

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ГЛУБОКОПОЛОСТНЫХ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПРЕСС-ФОРМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Юрьев Н.И., Мочайло А.Г. (ФТИ НАНБ, г. Минск, Республика Беларусь)

The paper describes an advanced technology designed for fabricating single-piece cavity press-forms that is based on reducing a hollow billet by a high-pressure liquid using a master-punch.

Имеется большой класс формообразующего инструмента со сложным внутренним профилем (пресс-формы, матрицы, детали штампов и т.п.), изготовление которых связано с большими техническими трудностями и высокой трудоемкостью. Например, пресс-формы для производства изделий из стекла (стеклоформы) отличаются сложной конфигурацией, глубоким перепадом рельефа, наличием острых граней. К ним предъявляются повышенные требования в отношении точности размеров, чистоты поверхности, идентичности. На стекольных заводах основным способом изготовления стеклоформ является обработка на металлообрабатывающем оборудовании с применением различных приспособлений, копиров, шаблонов. В качестве финишных операций применяется ручная слесарная доводка и полирование. Эти технологии по своим техническим возможностям не могут обеспечить высокую производительность, точность, стабильность качества и многократную повторяемость, что является важным фактором при работе на многопозиционных автоматических линиях. В случае большого разброса размеров и различий в качестве формообразующих поверхностей стеклянные изделия при последующей закалке из-за больших термических напряжений разрушаются. Особые трудности возникают при изготовлении глубокополостных пресс-форм (например, стек-

лоформы для изготовления ножки рюмки, бокала, фужера и др.), что вынуждает делать их разъемными. Решая, таким образом, проблему изготовления формообразующих поверхностей стеклоформ, возникают трудности обеспечения герметичности соединяемых частей. В случае неплотного соединения происходит затекание в зазоры формируемого материала.

Для изготовления глубокополостных неразъемных пресс-форм в Физико-техническом институте Национальной академии наук Беларуси разработана технология, основанная на обжатии полой заготовки на мастер-пуансоне жидкостью высокого давления. Процесс формообразования осуществляется следующим образом. В рабочую камеру контейнера штампа заливают определенное количество жидкости (например, минеральное масло), затем устанавливают заготовку вместе с мастер-пуансоном. Герметизация рабочей камеры осуществляется самой заготовкой. При рабочем ходе пресса мастер-пуансон вместе с заготовкой перемещается вниз, сжимают жидкость, давление ее повышается и происходит обжатие заготовки на пуансоне. Конструкция штампа отличается простотой и универсальностью, что позволяет изготавливать в нем различные изделия, габариты которых вписываются в размеры рабочей камеры контейнера. Путем замены только одной детали (мастер-пуансона) можно перейти к изготовлению нового изделия. Это делает процесс экономически выгодным даже при изготовлении небольших партий формообразующего инструмента. Данная технология холодного выдавливания позволяет получать пресс-формы высокой точности и чистоты поверхности. При этом отпадает необходимость в трудоемкой и экологически вредной финишной операции - полировании. Все выдавленные пресс-формы идентичны по форме, размерам, чистоте и качеству поверхности, что облегчает настройку на оптимальный режим работы автоматической линии по производству стеклянных изделий, повышает ее производительность, снижает величину брака.

Таблица 1 - Характеристика способов изготовления формообразующей поверхности пресс-форм стакана «Прованс», опробованных на стекольном заводе «Октябрь» (Республика Беларусь).

Способ формообразования	Точность, мм	Шероховатость Ra, мкм	Трудоемкость, час	Расход электроэнергии, кВт/час
Механическая обработка на токарном станке с гидроконтролем	0,05-0,1	1,25-2,5	4,1	41
Электроэрозионная обработка	0,2-0,3	2,0-2,5	4,2	8,4

Продолжение таблицы 1

Электрохимическая обработка	0,2-0,3	1,25-2,0	2,0	32,0
Холодное выдавливание жидкостью высокого давления	0,02-0,03	0,16-0,25	0,05	0,14

В таблице в прямой последовательности приведены этапы освоения более эффективных способов формообразования стеклоформ.

Холодная пластическая деформация материала пресс-форм (в стекольной промышленности это нержавеющие стали 30X13, 40X13) характеризуется значительным увеличением прочностных свойств и резким снижением пластических. При высоких степенях деформации упрочнение может достигать таких значений, что штамповая оснастка не может выдерживать возникающих при этом больших нагрузок или вследствие снижения пластических свойств произойдет разрушение деформируемой заготовки. Для предотвращения этих явлений разработан ряд способов снижения усилия деформирования и повышения пластических свойств: 1) термообработка исходных заготовок; 2) дробная деформация с промежуточными отжигами; 3) предварительная деформация заготовок; 4) применение приемных камер; 5) использование защитных покрытий и смазок.

Сортовой прокат, из которого изготавливаются заготовки под холодное выдавливание, имеет неоднородную структуру, свойства его нестабильны. Это связано с тем, что при горячей деформации трудно обеспечить условия полной рекристаллизации и разупрочнения. Нержавеющие стали типа X13 после горячей прокатки имеют заметные следы упрочнения. Твердость проката в состоянии поставки следующая: сталь 30X13 – HB 131-207, сталь 40X13 – HB 143-229. Максимально допустимая твердость проката превышает минимальную в 1,5 раза. Отсюда очевидно, что введением предварительного отжига исходных заготовок можно существенно снизить их твердость. Отжиг производился при температуре 870-900 °C в течение 6-7 часов, охлаждение вместе с печью. При этом происходит снижение твердости заготовок до HB 105-115, что примерно на 20% ниже минимального значения, установленного стандартом.

В случае неполного заполнения гравюры пресс-формы, вызванного ограничением предельно допустимой нагрузки на детали штамповой оснастки или исчерпанием ресурса пластичности материала заготовки, следует проводить повторное выдавливание (так называемую дробную деформацию). С целью снятия упрочнения материала заготовки и увеличения ее пластических свойств необходимо провести промежуточный отжиг по указанным режимам. Отжиг следует проводить в условиях, исключающих образование окалины на рабочих поверхностях пресс-форм.

Разработан способ снижения усилия формообразования пресс-форм путем предварительной деформации обратного знака. Если произвести предварительную деформацию заготовки путем ее раздачи изнутри, то на внутренней поверхности возникнут остаточные сжимающие напряжения. При формообразовании пресс-форм по схеме радиального обжатия на внутренней поверхности возникают сжимающие напряжения, которые, суммируясь с остаточными напряжениями того же знака, способствуют снижению усилия деформации.

Под действием высоких давлений, при которых ведется холодное пластическое формообразование, наблюдается явление приварки металла в месте контакта заготовки и деформирующего инструмента. Для предотвращения этого явления разработаны защитные покрытия и смазки, которые разъединяют контактирующие поверхности и уменьшают силы трения. Наилучшие результаты получены при двухслойном смазочном покрытии: первый слой – омеднение, второй слой – консистентная смазка. Подобраны и опробованы три состава растворов для химического омеднения:

- 1) медный купорос (9% по массе) + щавелевая кислота (3%) + вода дистиллированная (88%);
- 2) медный купорос (8%) + 10-процентный раствор серной кислоты (7%) + вода дистиллированная (85%);
- 3) медный купорос (7%) + 3-процентный раствор соляной кислоты (21%) + вода дистиллированная (72%).

На омедненную поверхность наносят тонкий равномерный слой консистентной смазки. Наилучшие результаты показали следующие смазки:

- 1) дисульфид молибдена (10% по массе), размешанный в машинном масле (90%);
- 2) касторовое масло с добавкой мелкодисперсного порошка дисульфида молибдена (8-10%);
- 3) свиное сало.

Добавки поверхностно-активных веществ (олеиновой и стеариновой кислот 1-2% по массе к первым двум смазкам) способствуют дополнительному снижению усилия деформации на 12-15%.

Таким образом, применяя указанные способы в комплексе или в любой комбинации, можно существенно снизить усилие деформации, что увеличивает стойкость штамповой оснастки. При этом обязательным должна быть предварительная термообработка заготовок и применение защитных покрытий и смазок формообразующего инструмента и заготовки.

Разработанная технология холодного выдавливания формообразующих поверхностей жидкостью высокого давления может быть использована для изготовления пресс-форм на заводах по производству изделий из стекла, пластмасс, резины, гипса и др.

ОБРАБОТКА КРУГОВЫХ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КОЛЕС НА МНОГОИНСТРУМЕНТНОМ СТАНКЕ

Ямников А.С., Бобков М.Н., Шейнин Г.М. (ТулГУ, г. Тула, Россия)

The machine with three spindles increase the productivity and accuracy of cutting of circular teeth cylindrical gears. Three gear cutting occupy consistently three different position by means the rotation of the cradle by absence of other movements.

При изготовлении цилиндрических колес с круговыми зубьями двусторонним способом [1] зубья шестерни формируют за три операции или перехода: черновая прорезка впадин двусторонней головкой, а затем раздельная чистовая обработка выпуклых и вогнутых сторон зубьев односторонними головками. В процессе обработки черновой зуборезной головке 1 (рис. 1) сообщают главное движение D_z - вращение вокруг оси O_o , а заготовке 2 движение обката, складывающееся из поступательного перемещения D_{sv} заготовки вдоль производящей рейки и согласованного с ним вращения $D_{s\omega}$ вокруг ее оси O .

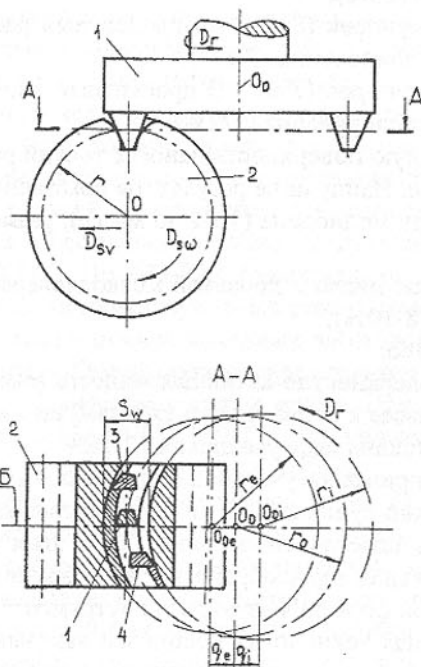


Рис. 1. Схема нарезания круговых зубьев цилиндрического колеса
При чистовом нарезании зубьев для получения благоприятного пятна кон-

такта в передаче радиус r_e головки 3 для формирования вогнутых сторон зубьев должен быть несколько меньше, а радиус r_i головки 4 для обработки выпуклых сторон - несколько больше, чем радиус r_o черновой головки 1. В соответствии с этим при наладке на чистовую обработку вогнутых сторон зубьев ось O_{oe} односторонней зуборезной головки 3 должна быть смещена относительно оси O_o черновой головки на величину

$$q_e = r_o + 0.5S_w - r_e,$$

где r_o - номинальный радиус черновой зуборезной головки;

$S_w = (0.5\pi - 2x \operatorname{tg} \alpha)m$ - делительная окружная ширина впадины колеса в среднем торцовом сечении;

r_e - наружный радиус чистовой зуборезной головки для обработки вогнутых сторон зубьев;

x - коэффициент смещения исходного контура;

α - угол профиля исходного контура;

m - модуль зубьев.

При чистовой обработке выпуклых сторон зубьев заготовки односторонней головкой 4 ось O_{oi} инструмента должна быть смещена относительно оси O_o черновой головки на расстояние

$$q_i = r_i + 0.5S_w - r_o,$$

где r_i - внутренний радиус чистовой зуборезной головки для обработки выпуклых сторон зубьев.

Для реализации данного способа в массовом или крупносерийном производстве потребуется три зуборезных станка, а в мелкосерийном производстве партию зубчатых колес можно обработать на одном станке, последовательно перенастраивая его для выполнения той или иной операции. Вследствие этого в массовом производстве повышаются расходы на оборудование и производственные площади, а в мелкосерийном существенно возрастают вспомогательное и подготовительно-заключительное время.

Для повышения производительности и снижения расходов на оборудование можно использовать многоинструментный станок с тремя зуборезными головками [2].

Черновая головка предварительно прорезает впадины, а каждая из двух чистовых односторонних головок обрабатывает свои (выпуклые или вогнутые) стороны зубьев начисто (рис. 2). При этом необходимо обеспечить соответствующее относительное расположение осей зуборезных головок при смене позиций инструмента в процессе перехода от черновой обработки к раздельной чистовой обработке вогнутых и выпуклых сторон зубьев. Если при этом расстояние R от оси O_o люльки 5 до осей O_o , O_{oe} и

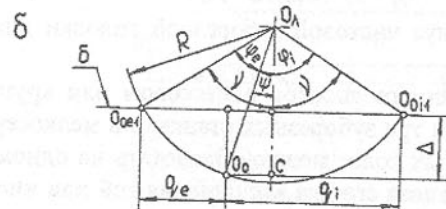
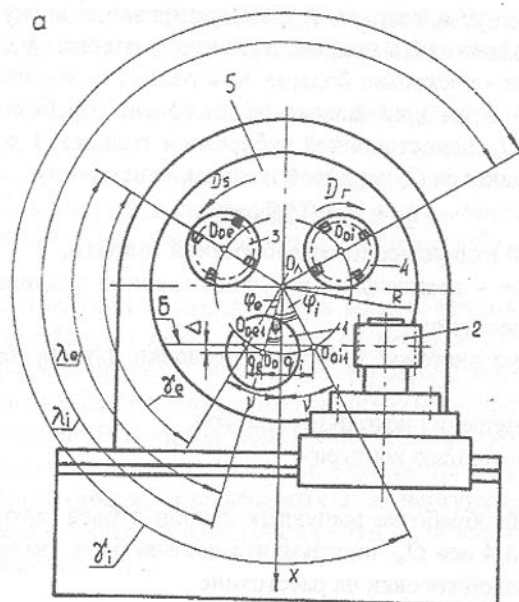


Рис. 2. Многоинструментный зуборезный станок (вид спереди)

O_{oi} головок принять одинаковым, то оси O_{oe} (O_{oe1}) и O_{oi} (O_{oi1}) чистовых головок 3 и 4 в рабочей позиции можно расположить в средней торцовой плоскости Б заготовки 2 (см. рис. 1, 2), где угол наклона линии зуба равен нулю. Ось O_o черновой головки 1 будет смещена относительно средней торцовой плоскости на величину

$$\Delta = R \cos \psi - \sqrt{R^2 - 0.25(q_e + q_i)^2},$$

где $\psi = \arcsin \frac{O_o C}{R} = \arcsin \frac{q_i - q_e}{2R}$ - угловой наладочный параметр при установке черновой зуборезной головки в рабочую позицию.

Значение радиуса R выбирается конструктивно и зависит в основном от размеров станка. Как показали расчеты, при радиусе R порядка 500...700 мм и смещениях $q_{e(i)} = 5...10$ мм величина Δ составляет от 0,05 до

0,07 мм и вполне может быть компенсирована при назначении припуска на чистовую обработку зубьев.

Положение осей зуборезных головок в рабочих позициях определяется двумя координатами. Если условно принять ось O_x люльки за начало (полус) полярной системы координат, а вертикальную линию $O_x X$ - за полярную ось, положение осей O_o , O_{oe1} и O_{oi1} зуборезных головок помимо радиуса-вектора R определится полярными углами и

$$\nu = \varphi_e + \psi = \varphi_i - \psi,$$

где φ_e - угол установки в рабочую позицию чистовой головки для обработки вогнутых сторон зубьев;

φ_i - угол установки в рабочую позицию чистовой головки для обработки выпуклых сторон зубьев.

Углы φ_e и φ_i необходимо учитывать при смене позиций инструментов. Так, при переходе от черновой обработки к чистовой обработке вогнутых сторон зубьев смена позиций инструментов осуществляется за счет поворота люльки (движение D_s) вокруг оси O_x на некоторый угол γ_e (см. рис. 2, а). При этом для обеспечения требуемого углового координирования чистовой головки 3 угол поворота γ_e должен быть меньше центрального угла λ_e между двумя радиусами, проведенными из центра O_x люльки через оси O_o и O_{oe} черновой и чистовой 3 головок, на величину

$$\varphi_e = 2 \arcsin \frac{\sqrt{q_e^2 + \Delta^2}}{2R}.$$

По той же причине при переходе от черновой обработки к чистовой обработке выпуклых сторон зубьев люльку 5 нужно повернуть на угол γ_i , больший центрального угла λ_i между двумя радиусами, проведенными из центра O_x люльки 5 через оси O_o и O_{oi} черновой и чистовой 4 головок, на

$$\varphi_i = 2 \arcsin \frac{\sqrt{q_i^2 + \Delta^2}}{2R}.$$

величину

Список литературы: 1. Калашников С.Н., Калашников А.С. Изготовление зубчатых колес М.: Высшая школа, 1980.- 303 с. 2. Патент РФ № 2123410. Шейнин Г.М., Бобков М.Н. Способ обработки зубчатых колес с криволинейными зубьями.

АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Ямников А.С., Федоров Ю.Н., Артамонов В.Д. (ТулГУ, г. Тула, Россия)

This paper presents the analyze of traditional and different progressive technological processes of machining spur gears. High productivity of gear cutting is possible by using large diameter heads with cutting tools.

В настоящее время изготовление цилиндрических зубчатых колес малого модуля ($m=2...5$ мм) осуществляется по технологическим схемам, основанным на использовании традиционных процессов формообразования зубчатых венцов, таких как зубодолбление дисковыми долбьяками и червячное зубофрезерование. Последующая чистовая зубообработка производится, в основном, методом шевингования дисковыми шеверами.

На некоторых предприятиях при производстве цилиндрических зубчатых колес применяется процесс прикатывания зубьев эталонными обкатниками в виде точно изготовленных и закаленных до высокой твердости зубчатых колес. Использование процесса пластического деформирования поверхностных слоев обрабатываемых зубьев требует повышенной точности предварительного зубонарезания, в связи с чем появляется необходимость применения долбьяков и червячных фрез более высоких классов точности, а также зубообрабатывающих станков, обладающих возможностью обеспечить необходимую точность колес, что приводит к определенным трудностям как с технической, так и с экономической точек зрения. Поэтому преобладающее большинство заводов предпочитают изготавливать цилиндрические зубчатые колеса по традиционной технологической схеме с использованием проверенного многолетней практикой процесса шевингования, обладающего несравненно большим исправляющим эффектом нежели процесс прикатывания эталонными обкатниками.

Таким образом, основной следует считать технологическую схему, в которой используются процессы зубодолбления и зубофрезерования червячными фрезами для предварительного формирования зубчатого венца и процесс шевингования для чистовой зубообработки (рис.1).

Дальнейшее совершенствование традиционной схемы осуществлялось, в основном, путем замены зубодолбления или зубофрезерования более производительными процессами зубонарезания.

Так был создан процесс контурного зубодолбления, в котором используются резцовые головки с фасонными резцами, имеющими эвольвентный профиль. Все зубья венца заготовки обрабатываются одновременно по методу копирования. Для реализации этого процесса необходимо обеспечить очень высокую точность корпуса резцовой головки и самих

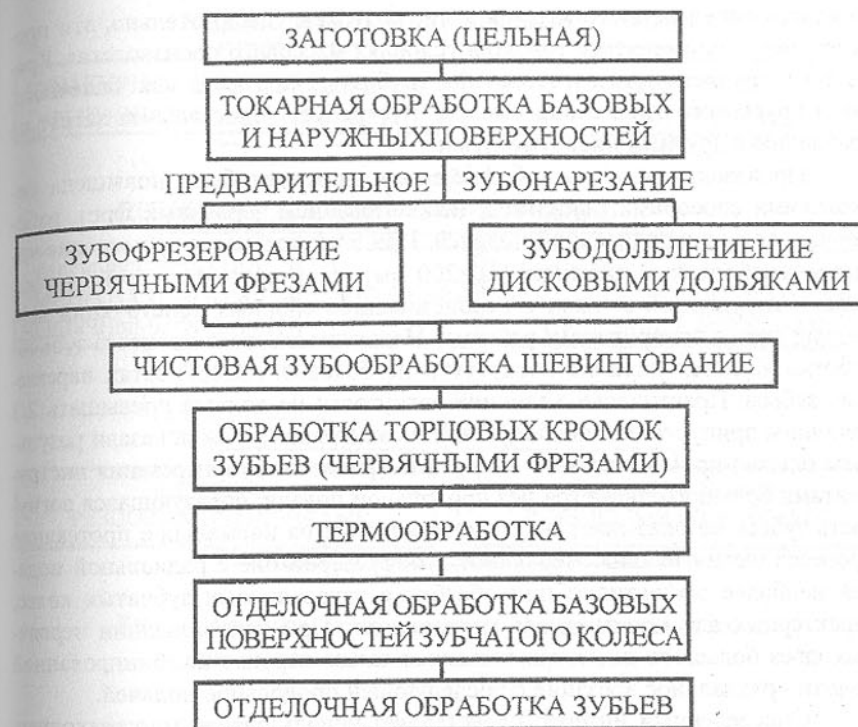


Рис.1. Традиционная технологическая схема изготовления цилиндрических зубчатых колес

резцов, что значительно повышает трудоемкость изготовления инструмента. Но, даже при тщательной доводке резцов головки, точность зубчатых колес, нарезанных этим способом, существенно уступает точности, характерной для традиционного зубодолбления и червячного зубофрезерования. Последующая чистовая зубообработка шевингованием, вследствие ограниченного исправляющего эффекта процесса, не обеспечивает требуемой точности колес, в связи с чем снижается экономическая эффективность использования процесса контурного зубодолбления резцовыми головками.

Внедренные на ряде зарубежных автомобильных заводов процессы контурного зубопроотягивания для предварительного формообразования наружных зубчатых венцов цилиндрических колес с последующим прикатыванием боковых поверхностей зубьев можно рассматривать как прогрессивную технологическую схему зубообработки. В этом случае нарезание зубьев осуществляется по методу копирования также, как и при использовании резцовых головок для контурного зубодолбления. Инструмент является специальным и предназначен только для обработки зубчатого

го колеса определенного модуля и числа зубьев. Следовательно, эти процессы могут применяться только в условиях массового производства. Кроме того, трудоемкость изготовления трубчатых протяжек как чашечного, так и брускового типа столь высока, что требует колоссальных затрат по сравнению с другими инструментами.

Производительность зубофрезерования может быть повышена несколькими способами, например, использованием червячных фрез, работающих только с радиальной подачей. При этом требуется применение инструмента большого диаметра ($D_o \geq 200$ мм), что в настоящее время не вызывает затруднений в связи с использованием сборных конструкций червячных фрез с поворотными рейками. Недостатком этого процесса зубообработки является наличие вогнутости на боковых поверхностях нарезаемых зубьев. Практически величина вогнутости не должна превышать 2/3 величины припуска под последующее шевингование. Как показали результаты опытно-промышленного внедрения процессов зубонарезания инструментами большого диаметра без продольной подачи, образующаяся вогнутость зубьев не оказывает ощутимого влияния на нормальное протекание процесса шевингования. Червячное зубофрезерование с радиальной подачей наиболее эффективно при обработке узкозвенцовых зубчатых колес, характерных для производства мототехники. При использовании червячных фрез большого диаметра возможен также вариант комбинированной подачи - радиальное врезание с последующей продольной подачей.

Определенный интерес представляет использование многозаходных червячных фрез в технологии изготовления цилиндрических зубчатых колес. Основным недостатком этих фрез является то, что с увеличением числа заходов закономерно снижается точность зубообработки. Поэтому в реальной технологической схеме можно использовать двухзаходные червячные фрезы при обязательном условии обеспечения повышенной жесткости и соответствующей быстроходности зубофрезерных станков. Существенным препятствием эффективному внедрению многозаходных червячных фрез является недостаточная исправляющая способность процесса шевингования, которая находится в пределах одной, а в исключительных случаях - двух степеней точности. В связи с этим обстоятельством практически целесообразно использование для предварительного зубонарезания метода зуботочения, не смотря на высокие показатели производительности.

Варианты прогрессивных технологических схем зубонарезания цилиндрических колес представлены на рис. 2а,б.

Существенное повышение эффективности зубообработки возможно при использовании нового вида зуборезного инструмента - резцовых головок большого диаметра дискового и червячного типа. Зубообработка резцовыми головками осуществляется по методу обкатывания без про-



Рис. 2. Варианты прогрессивных технологических схем зубонарезания цилиндрических колес

дольного перемещения инструмента вдоль оси заготовки, в связи с чем нарезаемые зубья имеют вогнутые боковые поверхности, как и при червячном зубофрезеровании с радиальной подачей. Наиболее близким аналогом червячному зубофрезерованию является зубонарезание резцовыми головками червячного типа. Основное различие заключается в том, что резцовые головки этого типа имеют только один неполный виток, образованный отдельными взаимозаменяемыми резцами, расположенными по винтовой линии, за счет чего обеспечивается непрерывность обработки зубчатого колеса. За один оборот резцовой головки вырезается одна впадина в заготовке, а полная обработка зубчатого колеса производится за Z оборотов инструмента. Возможны варианты обработки с радиальным врезанием заготовки на полную высоту зуба колеса, осуществляемым за несколько первых оборотов резцовой головки, и без него. В последнем случае заготовка устанавливается в межрезцовом секторе инструмента на полную высоту зуба. Конструкция инструмента в обоих вариантах остается неизменной с характерным не заполненным резцами сектором для деления заготовки при непрерывных вращательных движениях инструмента и обрабатываемого колеса. Производительность этого процесса, осуществляемого по методу обкатывающего зубопротягивания, не уступает контурному зубопротяги-

ванию, в связи с чем технологическая схема зубообработки на основе эффективного использования одновитковых резцовых головок представляет определенный интерес и является весьма перспективной.

Резцовые головки дискового типа существенно отличаются от предыдущих тем, что взаимозаменяемые резцы в них располагаются в одной плоскости, образуя замкнутое кольцо, а сам процесс зубонарезания представляет совокупность отдельных движений заготовки в составе каждого цикла вырезания очередной впадины зубчатого венца. При установке заготовки середина нарезаемого зубчатого венца должна совпадать с осевой плоскостью резцовой головки для обеспечения симметричности образующейся вогнутой боковой поверхности зубьев колеса. Профилирование зубьев производится путем обкатывания заготовки вдоль оси вращающейся резцовой головки, причем движение формообразования кинематически не связано с движением резания, что позволяет осуществлять процесс обработки на высоких скоростях резания. Далее тангенциальная подача (обкатывание) заготовки прекращается и производится деление на один зуб, после чего цикл зубонарезания повторяется и заготовка перемещается в обратном направлении при реверсировании движения обкатывания. Таким образом, за один двойной ход вырезаются две впадины зубчатого венца. Зубообработка дисковыми резцовыми головками производится при скоростях резания в диапазоне до 500 м/мин, что обеспечивает высокую производительность процесса (1,2...1,8 с/зуб).

Резцовые головки червячного и дискового типа обеспечивают универсальность, как и червячное зубофрезерование, с одним ограничением по ширине нарезаемого зубчатого венца из-за вогнутости боковых поверхностей зубьев, что не оказывает существенного влияния на возможность их эффективного использования в современных технологических схемах изготовления цилиндрических зубчатых колес, представленных на рис.2в.

Проведенный анализ показывает, что все рассмотренные технологические схемы имеют одинаковую структурную основу, которая предусматривает двухступенчатую зубообработку: предварительную и отделочно-чистовую. Именно это обстоятельство препятствует широкому внедрению прогрессивных заготовок с предварительно оформленным зубчатым венцом, поскольку обработка их зубьев производится также за две операции, что не позволяет сократить производственный цикл изготовления зубчатого колеса и получить ощутимый экономический эффект.

ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАНИЙ НЕЖЕСТКОГО ВАЛА НА ВЕЛИЧИНУ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ

Ямникова О.А. (Тул ГУ, г. Тула, Россия)

At the gross fluctuation is changed actual value of parameters of cutting shaving comparatively nominal. In the article is studied cross connection of these deflections and forming cutting power.

При точении длинных нежестких валов возникают под действием составляющих силы резания вынужденные крутильно-продольные и поперечные колебания заготовки. Рассмотрим постановку краевой задачи о колебаниях вала с учетом схемы закрепления заготовки.

Продольно-крутильные колебания заготовки описываются следующей системой уравнений [1, 2]:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 w}{\partial \tau^2} - a^2 \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{R^2}{2} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial x} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} = \frac{P_x(\tau)}{m}, \\ \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \tau^2} - b^2 \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} = \frac{R \cdot P_z(\tau)}{m}, \end{cases}$$

где $w(x, \tau)$ – продольные колебания, $\varphi(x, \tau)$ – крутильные колебания, где $a = \sqrt{E/\rho}$; $b = \sqrt{G/\rho}$ – соответственно скорости распространения растягивающих и сдвиговых возмущений; G – модуль Юнга второго рода, ρ – плотность материала заготовки, R – радиус заготовки, m – масса заготовки, $P_x(\tau)$ и $P_z(\tau)$ – составляющие силы резания по осям Ox и Oz .

Начальные условия следуют из того, что в момент $\tau=0$ перемещения и их скорости равны нулю:

$$\begin{aligned} w(x, 0) &= 0; & \left. \frac{\partial w}{\partial \tau} \right|_{\tau=0} &= 0; \\ \varphi(x, 0) &= 0; & \left. \frac{\partial \varphi}{\partial \tau} \right|_{\tau=0} &= 0. \end{aligned}$$

Граничные условия определяются с учетом схемы закрепления заготовки.

Рассмотрим базовую схему: патрон – задний центр (неподвижный люнет). В этом случае технологическая система "станок – приспособление – деталь" аппроксимируется балкой (рис.1), жестко закрепленной в начале

координат (патрон), и, поддерживаемой шарнирной опорой (задний центр или люнет).

Так как сила резания действует на заготовку в точке с координатой по оси Ox $x=x_p$, то крутильно-продольные колебания совершаются заготовкой только на отрезке $[0; x_p]$. Тогда граничные условия примут вид:

$$\begin{aligned} w(0, \tau) &= 0; & \frac{\partial w}{\partial \tau} \Big|_{x=x_p} &= 0; \\ \varphi(0, \tau) &= 0; & \frac{\partial \varphi}{\partial \tau} \Big|_{x=x_p} &= 0. \end{aligned}$$

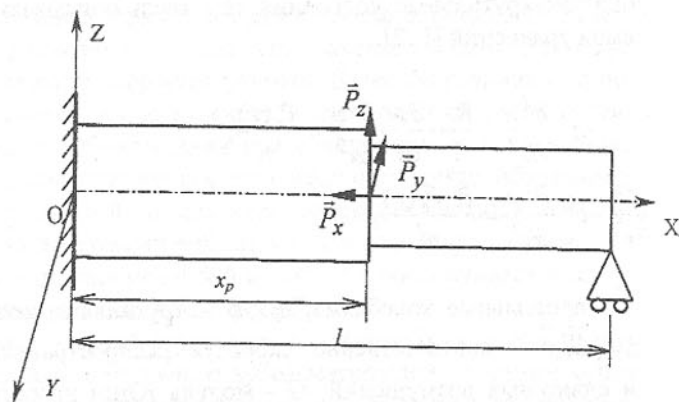


Рис. 1. Расчетная схема колебаний заготовки при точении

То есть задний центр (люнет) не препятствует развитию крутильно-продольных колебаний заготовки.

Поперечные колебания в нашем случае описываются следующими дифференциальными уравнениями:

$$\begin{aligned} E \cdot I \cdot \frac{\partial^4 q}{\partial z^4} + \rho \cdot F \cdot \frac{\partial^2 q}{\partial \tau^2} &= \frac{P_z(x_p, \tau)}{m}; \\ E \cdot I \cdot \frac{\partial^4 u}{\partial y^4} + \rho \cdot F \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial \tau^2} &= \frac{P_y(x_p, \tau)}{m}. \end{aligned}$$

Здесь колебания будут совершаться по всей длине вала, при этом конец балки $x=l$ считаем свободно опертым:

$$\begin{aligned} q(0, \tau) &= 0; & u(0, \tau) &= 0; \\ \frac{\partial q}{\partial \tau} \Big|_{x=0} &= 0; & \frac{\partial u}{\partial \tau} \Big|_{x=0} &= 0; \\ q(l, \tau) &= 0; & u(l, \tau) &= 0; \\ \frac{\partial^2 q}{\partial \tau^2} \Big|_{x=l} &= 0; & \frac{\partial^2 u}{\partial \tau^2} \Big|_{x=l} &= 0. \end{aligned}$$

Начальные условия формируются аналогично условий в задаче о продольно-крутильных колебаниях:

$$\begin{aligned} q(x, 0) &= 0; & \frac{\partial q}{\partial \tau} \Big|_{\tau=0} &= 0; \\ u(x, 0) &= 0; & \frac{\partial u}{\partial \tau} \Big|_{\tau=0} &= 0. \end{aligned}$$

При использовании подвижного люнета в зоне резания поперечные колебания заготовки будут отсутствовать. В этом случае следует рассматривать только краевую задачу о продольно-крутильных колебаниях вала.

В процессе резания колебания заготовки будут влиять на параметры резания, а те, в свою очередь, на силу резания. Для определения этой зависимости рассмотрим в качестве исходной формулы для силы резания эмпирическую зависимость [3]:

$$P_z = C_p t^m \cdot s^y \cdot v^n \cdot k,$$

где C_p - коэффициент пропорциональности, зависящий от обрабатываемого материала;

m, y, n - табулированные показатели степени;

k - общий поправочный коэффициент, учитывающий изменение условий резания по отношению к табличным.

При отсутствии колебаний заготовки, точение происходило бы при скорости резания v , глубине резания t и подаче s . Когда в процессе резания имеют место вынужденные колебания, режимы резания изменяются [4]. Так продольное колебание детали $w(x_p, \tau)$ вдоль оси Ox заготовки приводит к изменению подачи s : $[s - w(x_p, \tau)]$. Глубина резания t изменяется в

месте расположения поверхности резания на величину изгибных колебаний $u(x_p, \tau)$ заготовки в направлении оси ОУ, т.е. реальная глубина резания равна $[t - u(x_p, \tau)]$. Изгибные колебания $q(x_p, \tau)$ заготовки в месте резания вдоль оси ОZ совместно с ее крутильными колебаниями $\varphi(x_p, \tau)$ изменяют скорость резания в пределах $v + R \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \tau} \Big|_{x=x_p} - \frac{\partial q}{\partial \tau} \Big|_{x=x_p}$.

В результате можно записать следующую формулу для расчета тангенциальной составляющей силы резания в момент времени τ :

$$P_z(\tau) = C_p [t - u(x_p, \tau)]^n \times [s - w(x_p, \tau)]^p \times \left[v + R \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \tau} \Big|_{x=x_p} - \frac{\partial q}{\partial \tau} \Big|_{x=x_p} \right]^{n_p} \times k.$$

Полученная математическая модель силы резания учитывает колебания значений параметров режима резания, обусловленные действием вибраций заготовки.

Список литературы: 1. Тимошенко С.П. Колебания в инженерном деле. / Тимошенко С.П., Янг Д.Х., Уивер У. — М.: Машиностроение, 1985. — 472 с. 2. Гробов В.А. Теория колебаний механических систем. — Киев: Вища школа, 1982. — 183 с. 3. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. — 344 с. 4. Васин Л.А. Математическая модель силы резания при точении / Васин Л.А., Федин Е.И., Ямникова О.А. // Труды конгресса "Конструкторско-технологическая информатика" — КТИ-96. Москва, 22 — 24 мая. — С. 39-40.

ФОРМИРОВАНИЕ БАЗЫ ЗНАНИЙ ЭКСПЕРТНОЙ СИСТЕМЫ В ПРОИЗВОДСТВЕ КИРПИЧА

Ярошук И.В., Остапенко Ю.А. (НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина)

The complexity of the burning process makes to an actual problem of forecasting and diagnosing of emergencies. In a kind of mathematical models' absence it's offered to use expert system as a part of the control system. The method of formalization of deriving and processing of knowledges for shaping a knowledge base of the consulting model is developed.

Одним из важнейших процессов в производстве кирпича является обжиг, который осуществляется в туннельной печи. Многостадийность

обжига, наличие большого числа возмущений и невозможность оперативного контроля свойств кирпича внутри и на выходе печи делают ее самым сложным аппаратом кирпичной промышленности. Для такого объекта актуальным является прогнозирование и диагностирование аварийных ситуаций, в том числе и появление бракованной продукции.

Анализ функционирования современных туннельных печей показал, что нарушения технологического режима в основном не связаны с состоянием аппарата, а вызваны, главным образом, нестабильностью состава шихты и неоптимальностью режимов технологических процессов [1].

Отсутствие математических моделей, позволяющих предсказывать аварийные ситуации, обуславливает целесообразность использования экспертной системы (ЭС) в рамках системы управления [2]. Она должна выполнять следующие функции: проводить идентификацию текущего состояния процесса, по значениям технологических параметров прогнозировать возможные нарушения нормального режима работы, а в случае возникновения аварийной ситуации (прежде всего появление брака) находить возможные причины ее появления.

База знаний диагностирующей и прогнозирующей экспертной системы должна включать в себя следующие знания: возможные виды аварий, их признаки и последствия; перечень факторов и диапазоны значений, в которых возникают те или иные аварии; а также вероятности их причастности к различным видам аварий.

Взаимодействие экспертов с инженером знаний проходит преимущественно устно, в форме их диалога или монолога эксперта. Из-за отсутствия формализации сбора информации усложняются процессы ее обработки, проверки и согласования мнений группы экспертов, что увеличивает срок создания ЭС.

Целью данной работы является описание разработанного способа формализации получения и обработки экспертной информации для формирования базы знаний диагностирующей и прогнозирующей ЭС в производстве кирпича. Рассмотрим применение предлагаемой методологии. Она состоит из нескольких этапов: 1) разработка алгоритмов получения знаний об объекте управления с точки зрения возможности прогнозирования его состояния и диагностирования аварийных ситуаций; 2) построение таблицы по результатам работы каждого алгоритма; 3) построение графов аварийных состояний для каждой аварии; 4) создания на основе отдельных графов обобщающего графа аварийных состояний.

Знаниями об объекте управления считаем информацию о: технологических переменных (входных, режимных и выходных) и их взаимосвязи; технологических устройствах, которые связаны с объектом управления (горелки, форсунки, компрессоры и т.д.); системах контроля и управления;

персонале управления.

Конкретизируем смысл работ на каждом этапе. 1 этап. В результате исследования туннельной печи как объекта управления для получения информации от экспертов были составлены следующие алгоритмы: алгоритм фиксации характеристик технологических переменных (АЛГ1); алгоритм оценки связей между технологическими переменными (АЛГ2); алгоритм фиксации характеристик технологических устройств (АЛГ3); алгоритм фиксации характеристик систем контроля и управления (АЛГ4); алгоритм фиксации характеристик персонала управления (АЛГ5). Общий алгоритм получения информации для формирования базы знаний предлагаемой экспертной системы, а также алгоритмы АЛГ4 и АЛГ5 детально описаны в [3].

Схема алгоритма фиксации характеристик технологических переменных приведена на рис. 1. В нем особое внимание уделяется связи переменных с возможными авариями. Данный алгоритм применяется для каждого аппарата производственного комплекса, а к его использованию следует привлекать экспертов, которые досконально владеют технологией производства.

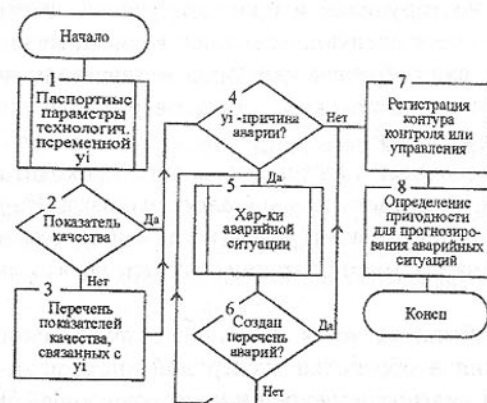


Рис. 1. Схема алгоритма фиксации характеристик технологических переменных

Блок 1 предполагает получение информации о принадлежности переменной к материальному или энергетическому потоку, единицах, способе и периодичности измерения, месте наблюдения, способе изменения и допустимых границах. Характеристиками аварийной ситуации в данном алгоритме являются: 1) интервалы значений переменной, в которых возможны аварийные ситуации (аварийные интервалы); 2) признаки аварий; 3) их последствия; 4) вероятность аварии в данном аварийном интервале.

Алгоритм оценки связей между технологическими переменными предназначен для регистрации степени и направленности этих связей в

различных интервалах значений текущей переменной. Сила связи может определяться как качественно (сильная, слабая), так и количественно.

Алгоритм фиксации характеристик технологических устройств предназначен для сбора информации о причинах, признаках и последствиях аварий каждого технологического устройства.

На 2-м этапе результатом работы каждого эксперта с алгоритмами можно считать составление таблиц, с помощью которых работа инженера знаний с экспертами приобретает определенную конкретность. Анализ отдельных таблиц дает возможность сформировать результирующую таблицу работы с экспертной группой. С помощью последней составляется перечень возможных аварий и список переменных, позволяющих их прогнозировать и диагностировать. Отдельные фрагменты такой таблицы представлены в табл. 1. В ней во второй строке указаны номера блоков алгоритма АЛГ1, к которым относится нижеприведенная информация.

3 этап. Как видно из табл. 1 для приведенных переменных характерные следующие виды аварий: брак кирпича, взрыв газопровода и снижение марки кирпича. Положив в основу логику “причина-признак - последствие”, получены графы аварийных ситуаций, представленные на рис.2. В дальнейшем они будут использованы для формулирования правил базы знаний. В узлах графа находятся возможные отклонения объекта управления от нормального режима работы. Дуги графа трактуются в случае диагностирования – “может быть вызван”, а в случае прогнозирования – “может вызвать”. Таблица 1. Фрагмент обобщенной таблицы характеристик технологических переменных процесса обжига

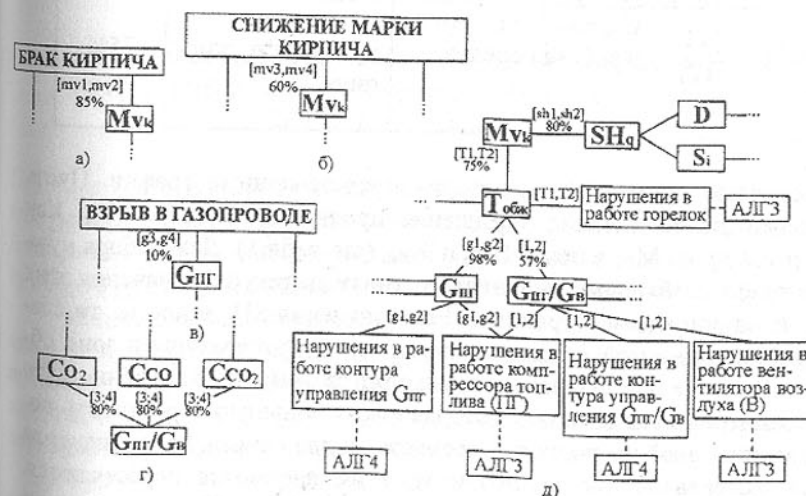


Рис.2. Некоторые графы аварийных состояний процесса обжига кирпича

Название u_i	Авар. инт-л	Причины отклонения	Последствия отклонения	Вероятн. аварии
Бл.1	Бл.5	Бл.5	Бл.5	Бл.5
Расход топлива $G_{\text{пг}}$	[g1,g2]	Наруш. в работе кон-ра упр-я $G_{\text{пг}}$;	Измен. тем-ры в зоне обжига	98%
	[g3,g4]	наруш. в работе компрессора ПГ	Взрыв в газопроводе	10%
Соотнош. расходов топлива/воздух $G_{\text{пг}}/G_v$	[1,2]	Наруш. в работе кон-ра упр-я $G_{\text{пг}}/G_v$; наруш. в работе компрес.	Изменение температуры в зоне обжига	57%
	[3,4]	ПГ; наруш. в работе вентилятора В	Изменен. конц-ций O_2 , CO и CO_2 в отходах производства	80%
Хим. сос-в шихты SH_q	[sh1, sh2]	Хим. состав глины (Si); хим. состав примесей (D)	Измен. прочности кирпича	80%
Прочн. кирпича Mv_k	[mv1, mv2]	Химический состав шихты;	Брак кирпича	85%
	[mv3, mv4]	температура в зоне обжига	Снижение марки кирпича	60%
Тем-ра в зоне обжига $T_{\text{обж.}}$	[T1, T2]	$G_{\text{пг}}/G_v$; наруш. в работе горелок	Изменение прочности кирпича	75%

вызвать”.

Рассмотрим пример использования представленных графов. Пусть лабораторный анализ показал ухудшение прочности кирпича Mv_k . Как видно из рис.2 д), на Mv_k влияют SH_q и $T_{\text{обж.}}$ (см. табл.1). Для выбора нужной ветви графа необходимо выяснить, выходят ли текущие значения этих переменных за допустимые границы. Если значения SH_q в норме, то следующей рассматриваемой ветвью является ветвь температуры в зоне обжига печи. Если же обе переменные выходят за допустимые границы, то первой рассматривается та ветвь, которая имеет большую вероятность появления аварии. Такой же подход сохраняется и для случая, когда значения аварийных интервалов для одного и того же параметра пересекаются. Дальнейшая процедура поиска проходит аналогично. Прогнозирование осуществляется от основания графа к его вершине.

Для формирования базы знаний были выбраны правила продукции, имеющие вид ЕСЛИ <ФАКТ(Ы)>, то <ДЕЙСТВИЕ(Я)>. Под фактом понимается попадание переменной в аварийный интервал; действие же означает необходимое мероприятие, направленное на возвращение ее в допустимые границы.

Разработанная авторами методика формализации получения и обработки знаний для построения ЭС диагностирующего и прогнозирующего типа в производстве кирпича, может использоваться при разработке ЭС для любых типов технологических объектов (с сосредоточенными или распределенными параметрами) и других отраслей промышленности.

Список литературы: 1. Остапенко Ю.О., Ярошук І.В. Керування температурним полем тунельної печі в умовах нестабільності складу шихти / Автоматизація виробничих процесів. – 2000. – №1 (10). – с. 42-48. 2. Завгородний А.Е. Формирование баз знаний для технологических алгоритмов локальной экспертной системы управления уровнем в парогенераторах АЭС / Автоматика, автоматизация, электротехнические комплексы и системы. – 1999.-№1.- с.37-43. 3. Ярошук Л.Д., Жученко А.И., Кваско М.З., Ярошук І.В. Концепция создания экспертной системы для прогноза аварийных ситуаций в химическом производстве/ Автоматизація виробничих процесів. – 1998. – №1/2(6/7). – с.135-142.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРЯМОГО ВЫРАЩИВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ

Ящерицын П.И., Полонский Л.Г., Хейфец М.Л., Кухта С.В.
(ФТИ НАНБ, г. Минск, Беларусь; ЖИТИ, г.Житомир, Украина;
ПГУ, г. Новополоцк, Беларусь)

Using the self-organization of surface effect by solid form fabrication of details permitted to form the layers of certain thickness along the all surface of dif-ficult profile and permitted to drive the guaranting of materials characteristics by current of energy during laminate synthesis was demonstrated.

Изготовление деталей машин из композиционного материала с рабочими поверхностями сложного профиля прямым «выращиванием» без использования дорогостоящей формообразующей оснастки, сокращая стадию технологической подготовки производства, наилучшим образом удовлетворяет требованию снижения материальных и трудовых затрат.

Существо большинства применяемых технологий прямого «выращивания» заключается в быстром переводе тонкого слоя жидкого или порош-

кообразного плавкого сырья в твердое, сохраняющее форму состояние и послойном синтезе изделия. Такой перевод осуществляется обычно лазерным излучением или плазменными потоками, при этом движение луча или концентрированного потока управляется по программе. В качестве сырья в настоящее время широко используются при быстром прототипировании фоточувствительные полимеры, а при формировании трехмерных деталей - металлические порошки и порошки керамики с металлическими связующими. Однако, существующие технологии прямого выращивания деталей реализуются только для определенных материалов и формируют плоские непротяженные поверхностные слои. Последовательное формирование по всей сложнопрофильной, фасонной поверхности слоев из различных материалов и управление их свойствами в разнообразных высокоэнергетичных полях обеспечивают синергетические технологии, использующие самоорганизацию поверхностных явлений [1]. Самоорганизация поверхностных явлений обеспечивает устойчивое образование слоя определенной толщины при значительных изменениях расстояния от источника энергии до формируемой поверхности, а также позволяет посредством взаимопроникновения сращивать последовательно наносимые слои.

В результате послойный синтез предоставляет широкие возможности формировать функциональные поверхностные слои детали, отличные по своим свойствам от материала основы. Рационально на конструкционный материал основы в первую очередь наносить относительно твердую подложку, на которой затем создавать износостойкое покрытие. При этом в процессах формирования поверхностных слоев, для модификации свойств и увеличения их прочности сцепления между собой и основой целесообразно использовать воздействия концентрированными потоками энергии.

Так для упрочнения высоконагруженных деталей, работающих в условиях интенсивного износа при проектировании конструкции необходимо предусмотреть последовательность слоев, формируемых напылением и наплавкой, осаждением и оплавлением.

В зависимости от конструктивного исполнения детали, условий ее эксплуатации, типа производства рекомендуется использовать различные последовательности технологических операций, такие как: 1) плазменное напыление, индукционная или электромагнитная наплавка; 2) лазерное и электролучевое оплавление; 3) ионное осаждение и модифицирование.

Рассмотрим прямое «выращивание» деталей машин синтезом слоев материала (таблица) в различных агрегатных состояниях - твердом, жидком, газообразном - и в разнообразных высокоэффективных процессах с объемной, множеством локализованных и единой сфокусированной зоной поглощения концентрированных потоков энергии [2].

Таблица - Высокоэффективные процессы прямого выращивания деталей машин послойным синтезом

Процессы формирования слоя детали	Агрегатное состояние наносимого материала	Зоны поглощения и плотность потоков энергии, Вт/см ²	Толщина формируемого слоя, мм
Плазменное напыление и наплавка	твердое (порошок)	объемная, $10^2...10^5$	0,1...10
Индукционная наплавка погружением	жидкое (расплав)	объемная, $10^2...10^4$	0,3...3,0
Электромагнитная наплавка	твердое (порошок)	множество локализованных, $10^3...10^5$	0,05...0,5
Ионное осаждение и модифицирование	газообразное	множество локализованных, $10^2...10^5$	0,002...0,2
Лазерное и электролучевое оплавление	жидкое (расплав)	единая сфокусированная, $10^3...10^7$	1,0...10 (при термозлектрической конвекции 0,01...1,0)

Так, при нанесении металлических порошков в твердом состоянии в процессах плазменного напыления или при наплавке образуется объемная зона поглощения энергии. Толщина формируемого слоя определяется совместным действием кинетического и термодинамического факторов, описываемых скоростью потока частиц порошка и термодинамическим потенциалом плазменного потока. Сам процесс формирования слоя описывается энергетическим критерием Si, определяемым соотношением между энергией, которую несет поток, и Джоулевой энергией.

В процессе индукционной наплавки погружением детали в расплавленный металл рассматривается объемная зона поглощения энергии по всей наращиваемой поверхности. Толщина формируемого слоя определяется адгезией между поверхностью детали и расплавом, описываемой скоростью подъема детали, напряжением поверхностного натяжения и коэффициентом внутреннего трения. Максимальная толщина слоя при обтекании расплавом детали ограничивается условиями потенциального течения и рассчитывается как толщина пограничного слоя Прандтля δ_0 , за пределами которого происходит срыв потока.

При электромагнитной наплавке ферропорошка образуется множество локализованных зон поглощения энергии. Электромагнитная наплавка позволяет наносить покрытие только до определенной толщины, после чего формируемый слой теряет устойчивость, а на поверхности образуются пики, которые при последующих разрядах превращаются в кратеры. Управлять процессом наплавки позволяют электромагнитные потоки. Так движения и фиксация частиц ферропорошка задаются индукцией магнитного поля, а интенсивное тепловыделение в местах контакта с формируемой поверхностью и плавление порошка определяются напряженностью электрического поля. В результате роста сопротивления ферропорошковой среды, и электропроводности наносимого покрытия, стабилизируется толщина наносимого слоя. Процесс электромагнитной наплавки определяется соотношением критериев магнитного взаимодействия и напряженности электрического поля Sm/Se , описывающих электромагнитные и инерционные силы. Также процесс может быть представлен соотношением модифицированных критериев Пекле и Прандтля Pe^*/Pr^* , описывающих энергию, отводимую конвекцией и проводимостью, и определяющих способность ее распространяться в данной среде.

В процессе ионного осаждения слоя из газообразного состояния поток ионов не фокусируется, а распределяется по поверхности детали. Толщина наносимого слоя определяется в основном толщиной слоя Дебая d_D , в котором потенциал, прилагаемый к детали, эффективно воздействует на ионы. Слой Дебая описывается соотношением величины потенциала и потенциальной энергии иона в электрическом поле, а также плотностью ионов плазмы. Ионы в результате совместного влияния их потенциальной энергии в электрическом поле и тепловой энергии плазменного потока распределяются по экспоненциальному закону в единице слоя Дебая, задавая тем самым толщину осаждаемого покрытия.

При лазерном или электроннолучевом оплавлении поверхностного слоя или наносимого покрытия целесообразно рассматривать единую сфокусированную зону поглощения энергии, сканируемую по всей формируемой поверхности. При лучевой обработке в результате конвекционной неустойчивости в узком поверхностном слое расплава определенной толщины формируются состоящие из вихрей диссипативные структуры. При достаточно быстром охлаждении в таком состоянии по фронту кристаллизации образуется ячеистая структура. Толщина измененного слоя d_m описывается соотношением свойств металла, его коэффициентами поверхностного натяжения и объемного расширения, плотностью в расплавленном состоянии. Процесс формирования диссипативных структур в расплаве определяется критерием Марангони Mg , характеризующим проявление

термокапиллярных явлений, и критерием Рэлея Ra , описывающим соотношение подъемной силы и силы диссипации.

Рассмотренные высокоэффективные процессы дают возможность послойно наносить материалы с особыми свойствами и создавать поверхности деталей геометрически сложной формы. Эти процессы позволяют направленно изменять физико-механические свойства материала и устанавливать их в зависимости от требований к эксплуатации деталей машин.

Для анализа путей интенсификации формирования структур и фаз поверхностных слоев деталей в обрабатывающей системе выделяются нестабильные переменные (температура, давление, сила тока, магнитная индукция и др.), которые подчиняют себе развитие, эволюцию стабильных в данном процессе параметров. Такой подход позволяет рассматривать любую структуру, как самостабилизирующийся энергетический обусловленностью комплекс. При эволюции чередование переходов системы из устойчивого в неустойчивое состояние сопровождается сменой масштабного уровня процесса поглощения энергии и образованием диссипативных структур. Изучение явлений наследования свойств, состояний, фаз и структур поверхностных слоев, формируемых в процессах интенсивной обработки, проводилось на основании физико-химического анализа, с использованием топологических моделей - геометрических образов соотношений: состав - свойство системы [1]. Поверхности раздела структур и градиенты свойств слоев как при аддитивных, так и при синерготехнологиях определяются технологическими барьерами, которые в соответствии с условием устойчивости Циглера описываются производными импульса энергии по глубине поверхностного слоя [2]. Технологические барьеры дают возможность установить граничные условия процессов послойного синтеза, а конфигурацию границ позволяет рассмотреть компьютерное поверхностное и твердотельное моделирование. При этом задачи моделирования послойно формируемых оболочек не сводится к простому масштабированию, а учитывают конструктивные особенности и специфические условия технологий, связанные с устойчивостью процессов, взаимопроникновением слоев и другими поверхностными явлениями. Так в процессах плазменного напыления и наплавки происходит скругление кромок. При индукционной наплавке погружением происходит затекание внутренних полостей, заполнение пор зависит от условий смачивания расплава. На наиболее выступающих участках при электромагнитной наплавке толщина наносимого слоя снижается. Толщина измененного слоя при лазерном или электроннолучевом оплавлении вследствие концентрационного расслоения расплава в образующихся вихрях неоднородна и зависит от степени присутствия легирующих элементов. При ионном осаждении покрытий, на выступах с малым радиусом при вершине вследствие увеличения потен-

циала слой наращивается наиболее интенсивно. Следует отметить, что специфические условия создания слоя в высокоэффективных процессах целесообразно связать с особенностями конструирования формируемых оболочек. Так, при индукционной наплавке для формирования острых кромок необходимо дополнительно погружать скругленные выступы, обеспечивая этим дополнительное наращивание слоя. Последующая финишная механическая обработка позволит заточить упрочненные кромки.

Таким образом, рассмотренные высокопроизводительные, безотходные, процессы прямого выращивания деталей машин послойным синтезом и особенности конструирования формируемых оболочек раскрывают новые перспективы в ресурсном проектировании деталей машин и показывают, что использование самоорганизации поверхностных явлений позволяет формировать слои определенной толщины по всей сложнопрофильной рабочей поверхности, а так же управлять обеспечением свойств материала потоками энергии в технологическом диапазоне плотностей мощности ($10^2 \dots 10^7 \text{ Вт/см}^2$).

Работа выполнялась при финансовой поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований.

Список литературы: 1. Хейфец М.Л., Кожуро Л.М., Мрочек Ж.А. Процессы самоорганизации при формировании поверхностей. - Гомель: ИММС НАНБ, 1999.- 276 с. 2. Синергетические аспекты физико-химических методов обработки / А.И. Гордиенко, М.Л. Хейфец, Б.П. Чемисов и др.- Минск: ФТИ НАНБ, 2000.-172 с.

НЕКОТОРЫЕ МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ МУФТ

Польченко В.В., Азуз Талел, Недосекин В.Б. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина), Луцкий С.В. (ИМИС, г. Харьков, Украина)

Clause is devoted to methods of durability gear clutch. In it the analysis of destruction gear clutch is given. The results of experiments on influence complementary in greasings are given. The recommendations for application complementary to standard oils are given.

Исходя из назначения зубчатые муфты работают в условиях относительного перекоса и смещения валов. Это обстоятельство приводит к тому, что фрикционные явления в зоне контакта зубьев сложны и разнообразны:

- при передаче номинальных крутящих моментов в зубьях стандартных муфт, возникают значительные знакопеременные изгибающие напря-

жения. Контактные напряжения достигают предела текучести для стали 45, из которых изготавливают зубчатые муфты;

- скорости относительного перемещения зубьев также имеют знакопеременный характер и в зависимости от угла перекоса соединяемых валов и максимально допустимой частоты вращения валов для стандартных муфт лежат в пределах 0,2-1,0 м/с. В реальных же механизмах скорости относительного перемещения не превышают 0,3-0,4 м/с;

- величина относительного перемещения (возвратно-поступательного) зависит от размеров муфты, точности изготовления и угла перекоса соединяемых валов и измеряется от 0 (при отсутствии погрешности изготовления и монтажа) до 3мм (для углов перекоса до 1°);

- внутренний торец зуба, обращенный в полость муфты, и наружный торец подвергается воздействию различных по величине нагрузок. Внутренний торец испытывает нагрузки примерно в 1,3-1,6 раза выше, чем наружный;

- малая относительная скорость скольжения контактирующих зубьев не обеспечивает постоянного масляного клина, защищающего контакт зубьев при трении.

Эти обстоятельства приводят к возникновению при трении контактирующих зубьев различных видов разрушения. При создании методов расчета долговечности муфт выявление основных видов разрушения является первостепенной и одной из важнейших задач.

Исследованию видов разрушения предшествовал сбор информации о работе зубчатых муфт в производственных условиях. С этой целью на предприятиях, эксплуатирующих зубчатые муфты; изучались следующие вопросы: место установки и условие работы зубчатой муфты; долговечность и причины выхода из строя; наиболее часто встречающиеся отказы зубчатых муфт; применяемый вид смазки; термическая обработка зубьев при изготовлении.

Кроме этого производились непосредственные наблюдения за работой зубчатых муфт на ряде предприятий от их установки до полного выхода из строя. Во время наблюдения периодически осматривались рабочие поверхности зубьев муфты, методом слепков определялась линейная величина износа зубьев, фиксировались отказы зубчатых муфт.

В результате сбора информации удалось выявить недостатки в работе зубчатых муфт. К основному недостатку следует отнести низкую долговечность зубчатого зацепления. В зависимости от работы и конструкции, долговечность зубчатых муфт составляет то 400 до 6000 часов, что не удовлетворяет требованиям практики. Основной причиной низкой долговечности является интенсивный износ зубьев. Предприятиями названы следующие виды разрушений зубьев: абразивный износ для муфт, рабо-

тающих на прокатных станах, в горно-рудной промышленности, смятие и усталостные разрушения зубьев. Кроме этого встречается срыв крышек удерживающих обойму от смещения в осевом направлении, разбивка отверстий под болты, стягивающие две полуобоймы, нарушение герметичности полости муфты, выход из строя опор валов. В качестве смазочной среды применяется широкий ассортимент смазок. Но, в связи с неудовлетворительной работой уплотнений, чаще всего применяют консистентную смазку.

Методика исследования видов разрушения зубьев зубчатых муфт разработана на основе изучения состояния поверхностного слоя, подвергавшегося разрушению. С этой целью разработан паспорт зубчатой муфты, состоящий из трех частей: характеристика поверхностного слоя зубьев новой детали; характеристика работы муфты; характеристика поверхностного слоя зубьев изношенной муфты.

Паспортизации подвергались зубчатые муфты, работавшие в производственных и лабораторных условиях. Поскольку зубчатые муфты устанавливаются в разных по назначению машинах, то для получения наиболее полной картины и охвата различных условий работы, отбирались муфты разнообразных размеров и конструкций, любых экземпляров машин независимо от времени их эксплуатации и от причин выхода из строя. Так исследовались зубчатые муфты, работающие на прокатных станах, на подъемных кранах разной грузоподъемности, установленных в разных цехах: металлургических, машиностроительных и на открытых площадках, в шихтоприготовительных на коксохимических заводах и т. д.

Изучением микрогеометрии изношенных зубьев установлено, что они в процессе изнашивания по высоте приобретают ярко выраженный треугольный профиль (рис. 1). Большему износу подвергается головка зуба втулки, т. к. она первой вступает в работу. При дальнейшей рабо-

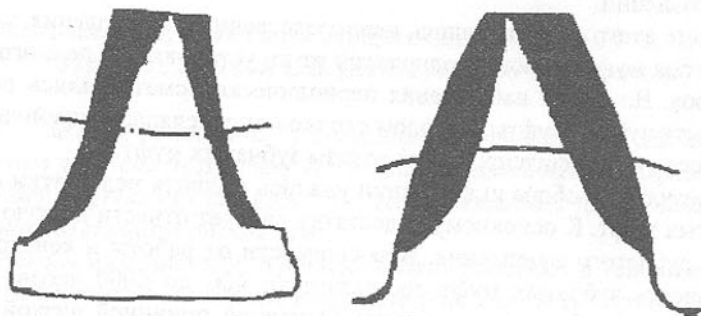


Рис. 1. Форма изношенного зуба.

те износ распространяется на остальную поверхность зуба и он приобретает треугольный профиль. Это хорошо согласуется с распреде-

нием усилий [1].

Износ по длине зуба не симметричен и не равномерен (рис. 2). Торцы зубьев обращенные внутрь камеры муфты изнашиваются в большей степени, чем противоположные. По длине зуба прямолинейная образующая новых зубьев превращается в криволинейную изношенных зубьев. Это объясняется изменением величины нагрузки на зубе за время прохождения его в контактной зоне и перемещением пятна контакта к середине зуба при изменении угла положения относительно оси наибольших перекосов.

Исследованиями видов зубчатых муфт установлено, что в производственных условиях в зависимости от режима работы и смазки, имеют место почти известные виды износа: механико-химический, схватывание I рода, абразивный, фреттинг-коррозия [2]. При резких аварийных увеличениях нагрузок встречаются поломки зубьев.

При наиболее часто встречающихся режимах работы муфт (высокое давление на поверхности зубьев, низкие скорости скольжения сопряженных зубьев) возникает схватывание I рода. Такой вид износа считается не допустимым и все конструкторские, технологические и эксплуатационные мероприятия должны быть направлены на устранение схватывания I рода. Нормальным износом нужно считать механо-химический.

Ведущий вид износа в паре трения зависит от качества поверхностных слоев (метода обработки поверхности). Одним из основных параметров качества поверхностного слоя является микрогеометрия поверхности. Подбором определенной микрогеометрии поверхности зубьев можно управлять износостойкостью поверхностей. Исследованиями установлено, что наибольшей износостойкостью обладают поверхности с конической,



Рис. 2. Износ зуба по длине.

пирамидальной и сферической формами микронеровностей, по сравнению с поверхностями, имеющими микронеровности с малым шагом при вер-

шине. К таким поверхностям относятся шлифованные и фрезерованные.

Увеличение износостойкости зубчатых муфт может быть получено при использовании жидкой смазочной среды. Жидкие смазочные масла создают на трущихся поверхностях более устойчивые граничные пленки, чем консистентные, они лучше проникают в зону трения. Наибольший эффект смазочного действия жидкие смазки обеспечивают при введении в них специальных присадок. Присадки улучшают противоизносные, противозадирные, антикоррозионные и другие свойства масел. Явления трения зубьев зубчатых муфт характеризуется малыми скоростями скольжения, малыми амплитудами возвратно-поступательного скольжения и значительными давлениями в зоне трения. При таких условиях особое значение имеет масло и присадки, создающие граничные пленки. Устойчивые граничные пленки можно создать применяя присадки серы, хлора, фосфора и поверхностно-активных веществ.

На рисунке 3 представлены результаты экспериментов по влиянию присадок к смазке И-45 на величину линейного износа образцов при возвратно-поступательном скольжении.

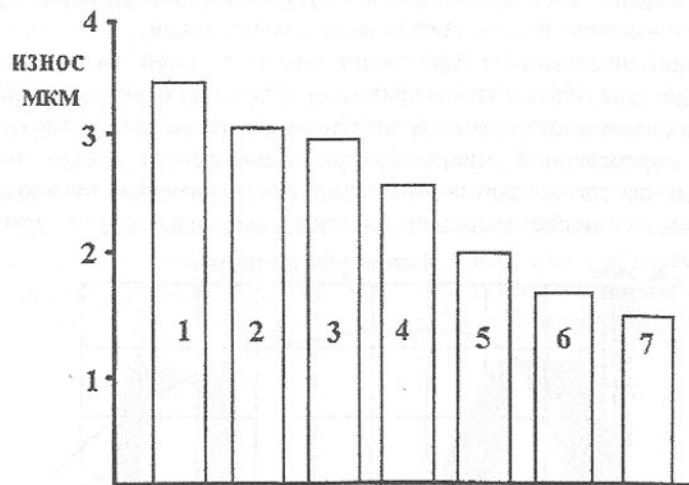


Рис. 3. Влияние смазочной среды на износ:

1-вазелиновое масло; 2-индустриальное масло И 45; 3-индустриальное масло И 45 + 2% олеиновой кислоты; 4- индустриальное масло И 45 + 0,76% серы; 5- индустриальное масло И 45 осерненное +11,5 хлориарафина; 6- индустриальное масло И 45 + 1,5% хлориарафина; 7- индустриальное масло И 45 + хлорсульфидированная (ХСО-200).

Наибольший износ зарегистрирован при трении в среде неактивной смазки – вазелинового масла. Эта смазка не имеет активных компонентов,

и поскольку условия трения не обеспечивают устойчивого масляного клина, то и величина износа значительна.

Серийное масло И-45, как и все нефтяные масла, имеют активные компоненты, которые могут образовывать защитные граничные пленки. Но их отсутствие в смазке имеет случайный характер. Лучшее противоизносное свойство показало масло И-45 с присадкой 2% олеиновой кислоты. Олеиновая кислота, благодаря высокой полярной активности, образует эффективные граничные пленки, снижает коэффициент трения. Кроме этого она образует на металлических поверхностях путем хемосорбции пленки мыл (химические соединения с металлом), что значительно усиливает их смазочную эффективность.

Хемосорбирование пленки удерживается на поверхности металла до температуры их плавления, которая лежит в пределах 100-120°C. При повышении температуры пленка разрушается быстрее, чем восстанавливается её смазочная способность.

Хорошие противоизносные свойства показали присадки с серой. Серные присадки создают на трущихся поверхностях металлов пленки сульфидов, для которых характерна высокая твердость, прочность и температура плавления. Сульфиды образуются при температуре порядка 200°C, поэтому антизадирный эффект этих присадок может проявляться только при высоких температурах. Так как температура в зоне трения зубьев не повышается выше 150°C, то полностью противозадирные свойства серых присадок не проявляются.

Наиболее хорошие противозадирные и противоизносные свойства показали присадки с хлором. Хлорные присадки образуют на трущихся поверхностях металлов пленки хлоридов. Они также образуются при высоких температурах, но не ниже чем сульфиды. Температура образования хлоридов может лежать в пределах 150°C, т.е. соответствует температуре на площадке контакта зубьев. Пленки хлоридов железа мягкие. Кроме этого, они обладают пластинчатой структурой, что приводит к малому сопротивлению сдвига и низким коэффициентам трения. В этом отношении они значительно превосходят сульфиды железа.

Следовательно, применение вида присадок должно быть поставлено в зависимость от температуры в зоне трения.

Список литературы: 1. Польшенко В.В., Соловей А.В. Распределение нагрузки между зубьями зубчатой муфты // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сб. научных трудов.- Донецк: ДонГТУ, 1998 – вып. 5. – с.177-181. 2. Поверхностная прочность материалов при трении.

EVALUATION OF PNEUMATIC SUSPENSION RELIABILITY WITH USE STATISTICAL METHODS

Akopian Ruben (*Automobiles and combustion Engines Department Rzeszow university of technology*)

In this article results of research analysis of reliability pneumatic suspensions of two types buses is presented. Basic coefficients of reliability for different accepted models of distribution random variable, i.e.: normal, logarithmic - normal, Weibull's and gamma has been executed.

One from principle problems of improvement suspension construction of buses is rise it reliabilities. Both present theoretical and experimental research of pneumatic suspensions nodes do not yet permit with sufficient exactitude to mark of real charges, coming into being in these nodes and to give objective estimation of construction reliability. Besides, investigative process considerably becomes complicated from attentions on variety of bus exploitation factors and of random character of road pavement distribution inequality, which have influence on suspension. Therefore reliability of suspension elements is marked basing on methods of probability, with use correlation analysis.

At research and elaborate of suspension construction important factor is it effectively of production qualification, at what this calculation should base on assembled knowledge accepted to new construction of suspension, as also on results of exploitation research these suspensions and theoretical analyze of working processes.

This approach is based on this, that many of new pneumatic suspensions construction state combination of earlier well-known elements. Choice this or of other suspension construction should base on analysis of industry transportation in application of pneumatic suspensions, possibilities of it production and exploitation difficulties, with it technology of production and services, effectively of construction etc.

In dependence from concrete researches object, problem of reliability accepts specific features, which considerably make difficult qualification general methods of research.

Principle of suspension researches reliability is optimal characterization of connected costs with elevation of reliability new construction and with lowering costs connected with it exploitation. Detailed analysis of reliability theory represented is in special literature [2, 3].

Kinds of inefficiency, its classification and reasons of formation is exact represented in literature. Inefficiency of elements pneumatic suspensions in process of exploitation have accidental character, because to its description accepts worked out theorem basing on theory probability and mathematical statistics. At first on the ground of researches results or observed groups of inefficiency prepares graph and distribution curve, which give information about inefficiencies of pneumatic suspensions elements after definite periods of work: $L_1, L_2, \dots, L_n$ and determine random variables.

Statistical characterizations worked out on the base this data's do not permit fully analysis of changes random variables, of works theorem its distribution, expressed in form mathematical and define density of damages distribution $f(L)$, integral function of damages distribution $F(L)$, probability of correct work $p(L)$.

A mathematical equation of distribution theorem characteristic parameters qualifies with regard of physical occurrence damages and of mathematical process model. This permits to foresee damages of elements, forecasting formation of damages, to define solution of reliability.

In theory and practice of reliability to define coefficients of population reliability most often uses random variable distributions, such as: normal, logarithmic - normal, Weibull's, exponential, gamma. Damages of construction elements from regard on wear process are connection with normal distribution, damages caused offence admissible tensions - with exponential distribution, damages caused with growing old of material - with Weibull's distribution, damages called out with fatigue charges sufficiently well describes with logarithmic - normal distribution.

Research of pneumatic suspension reliability and it elements should fix theory of mathematical variable distribution random variable, basing on worked statistical characterizations on given possessed. At dissolving this exercise from attention on curiosities of processes, were accepted different types of distribution - statistical models of process; for definite given chose coefficients, entering to given theorem of distribution.

Examined of elements pneumatic suspensions of buses LAZ-699A, LiAZ-677 and marked functions of first damages of suspension element distribution after courses are presented on fig.1. This shows that first damages of threaded fastener (curve 2), of position regulators (curve 4), of dampers (curve 5), and of silentblock (curve 6) step out at below 100 thousand km bus course. First damages front (curve 1) and back (curve 7) bellows - at 30...40 thousand km bus course, and first damages eccentric pins (curve 3) - at 40... 50 thousand km bus course [1].

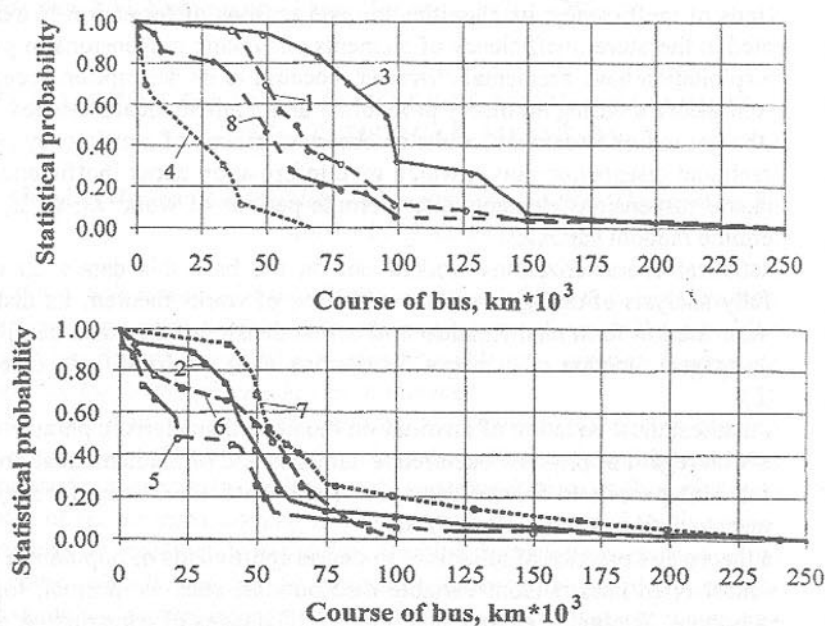


Fig.1. Functions of first damages distribution of suspension elements

Statistical analysis of results inefficiency pneumatic suspensions and its elements qualified according to periods course ($L=10$ thousand km) and represented on graph. Then one qualified density of damages (frequency of damages occurrence) $f(L)$ in definite sections of course by the example:

$$f(L) = \frac{n}{N_0} \quad (1)$$

Where:

n - number of first damages given element in section of course ΔL ;
 N_0 - number of examined elements and possessing first damage at course from 0 to L km.

Integral function of damages distribution representing time correct work distribution of elements to first damages $F(L)$, qualified as period of damages frequency for each periods of work.

For qualifications average of courses of pneumatic suspension elements m_L and standard deviations σ which determine parameters of damages distribution in periods course, were used expressions:

$$m_L = \sum_{i=1}^k L_i f(L); \quad (2)$$

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^k (L_i - L_{cp})^2 f(L)}, \quad (3)$$

Where:

L_i - bus course, km;

k - number of partition course.

At statistical damages forecasting of construction elements obtains coefficients of reliability: probability of correct work $p(L)$, possessing special meaning at forecasting and intensity of damages $\lambda(L)$.

Coefficients of reliability pneumatic suspensions and its elements were qualified with use of equations:

$$p(L) = 1 - F(L) \quad (4)$$

$$\lambda(L) = f(L)/p(L) \quad (5)$$

Results of calculations density of damages distribution $f(L)$, of integral function of damages distribution $F(L)$, probabilities of correct work $p(L)$ and intensities of damages $\lambda(L)$ of pneumatic suspensions buses LAZ-699A and LiAZ-677 and its elements, for each course partition are represented.

Obtained at empirical research statistical material, does not make possible analysis of changes character variables of fate.

In relationship from this one accepted foundation, considerably bringing near empirical and accepted mathematical model of random variable distribution: parameters accepted mathematical model of distribution were accepted equal to statistical parameters of empirical distribution.

Then marked characteristic sizes for basic models of distribution, which analysis is represented below.

Normal distribution - most often used statistical model. Normal distribution is characterized by density of distribution or with frequency of damages:

$$f(L) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(L_i - m_L)^2}{2\sigma^2}} \quad (6)$$

Where:

m_L - value average of course;

σ - standard deviations given magnitude of course L_i , characterizes position of distribution curve along axe.

Generally accepts, knowing that parameters of normal distribution and empirical are different, at calculations of reliability typical pneumatic suspensions and its elements of magnitude m_L and σ . For counted data's were marked curve of distribution density of pneumatic suspension LAZ-699A and LiAZ-677 and of its elements.

Integral function of damage distribution for normal distribution is described equation:

$$F(L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{z^2}{2}} dz \quad (7)$$

Where:

$$z = (L_i - m_L) / \sigma.$$

Probability of correct work $p(L)$ and intensity of damages at normal distribution were counted in accordance with equations (4) and (5). Results of calculations represented parameters of pneumatic suspension reliability and its elements were represented Fig 2.

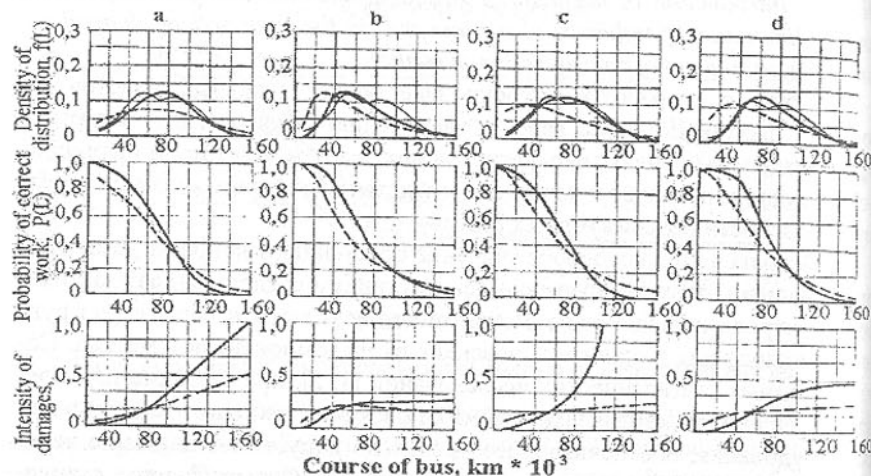


Fig. 2. Characterizations of density distribution of damages $f(L)$, probabilities of correct work $p(L)$ and intensities of damages $\lambda(L)$ pneumatic suspension of buses LAZ-699A and LiAZ-677; a, b, c, d - normal distribution, logarithmic-normal, Weibull's and gamma; — LiAZ-677; - - - LAZ-699A; . . . empirical distribution (LiAZ-677)

References: 1. Akopjan R.: Пневматическое поддрессирование авто-транспортных средств. Львовский Государственный Университет, Львов 1980, с. 210. 2. Bucior J.: Podstawy niezawodności. Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1989. 3. Хевиланд Р.: Инженерная надежность и расчет на долговечность. М. Энергия, 1976.

STRENGTHENING OF THE CUTTING TOOL FOR MEDICAL PURPOSE

Alimov V.I., Sagalevich A.I., Voloshin V.V., Krymov V.N., Sheviakina V.V.
(ДонГТУ, ДОКТМО, Donetsk, Ukraine)

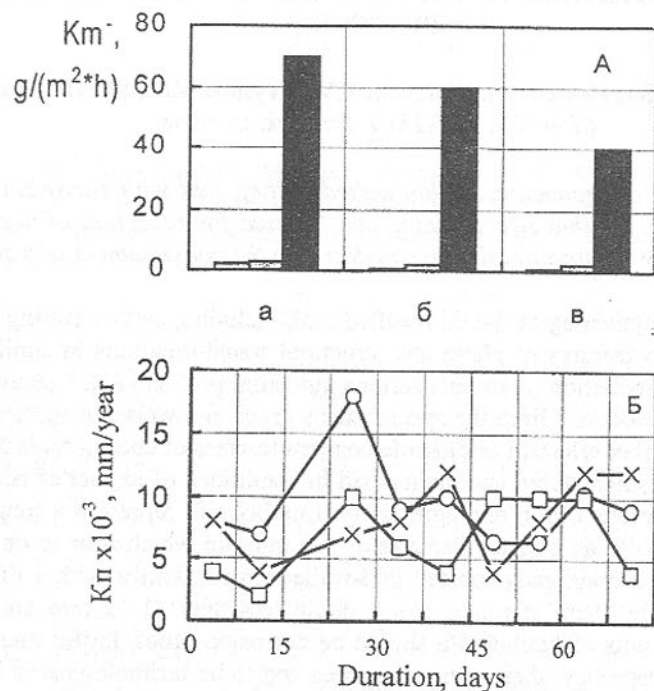
The possibility of production of thin-walled cutting tool with corrosion resistance is shown. Plasma strengthening can be used for reception of necessary properties. New constructive design can decrease the consequences of traumatic operation.

The strengthening of the thin-walled tool, including as thin cutting edges, is connected to features of phase and structural transformations in similar objects, and its production represents serious industrial problem [1]. Usually thin-walled tool is produced from the special steels grade and works in specific conditions of complex effects. Lumboknife concern to class of cutting tools for cutting of tissue, which stored and maintained in conditions of impact of corrosive mediums of various origin and aggressivity. Lumboknife represent a long-sized tube - handle with an outside diameter of 5-6 mm, on which near to one from end faces two diametrically located thin-walled profile knives with a diameter circumscribed by them at rotation of a circle less than 11-12 mm are fixed. While all elements of lumboknife should be corrosion-proof, knives must have high cutting properties, sharpening properties and to be technological in assembly in lumboknife. In the certain measure it's contradictory requests, as steel with low content of carbon are, most technological in one-piece assembling, however such steels have reduced cutting properties and stability in thin cuts, i.e. their stiffness is insufficient.

In the present work the metal materials satisfying to the mentioned above requests and technological features of manufacturing lumboknife are considered.

The evaluation of corrosion resistance of chromium steels testifies to restriction of their use for especially responsible items (fig. 1).

For manufacturing of lumboknife a standard tube with a thickness of wall of 1,5 mm from steel with austenite structure with the content, % mass. is used: 0,11 C, 18,2 Cr, 10,4 Ni, 0,3 Ti, 0,35 Si, 1,48 Mn, 0,018 S, 0,029 P, 0,25 Cu. This steel has high corrosion stability, but unsatisfactory cutting properties and sharpening properties. Therefore for profile knives band steel is taken (thickness of 0,4 mm) with content, % mass.: 0,63 C, 13,1 Cr, 0,41 Si, 0,53 Mn, 0,023 S, 0,027 P, 0,11 Ti, 0,21 Cu, 0,3 Ni with an initial structure of granular carbides and average microhardness 3670 N/mm². After manufacturing of profile knives with assembling allowances and preliminary sharpening, cutting part was subjected to local flame strengthening and short-term low tempering for removal of stresses to microhardness 4470-5830 N/mm².



A - solution HCl; solution H₂SO₄; solution HNO₃
 Б - 4% solution NaCl in water

a, O 0,31%C, 12,7%Cr;

6, □ 0,42%C, 13,1%Cr;

Б, x 0,09%C, 13,7%Cr, 14,8%Mn, 0,06%Ni

Fig. 1. Corrosion resistance of chromium steels at accelerated tests

The distribution of microhardness has a favorable character (fig. 2), causing high cutting, strength and tough properties. The obtained values of hardness are not limiting for this steel: the steel of similar structure can supply hardness up to HRC 61-63.

At first connection of profile knives and handle is made mechanically, for what in handle assembly grooves was prepared, and then by tin solder soldering.

The strength of connection is saved up to temperature 150 °C, that is enough for autoclaving of such tool.

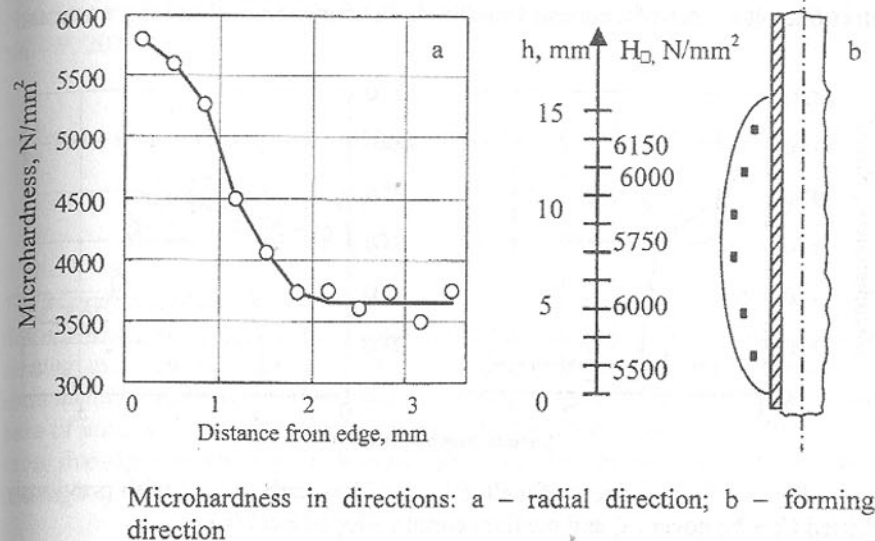


Fig. 2. Microhardness of a cutting edge of lumboknife after local strengthening

Sharpness of cutting edges of knives and their wear resistance are evaluated at cutting of a paper, cardboard and artificial leather. The sharpness of a slit was saved on length of several meters, that much more exceeds length of single cut of tissue. At bluntness cutting edges deleted less than 0,05 mm on the party for restoring their sharpness. The breadth of a hardened edge allows making repeated restoring.

The high cutting properties and wear resistance of edges are stipulated by availability of fine dispersed redundant carbides, and stability to corrosive impact is stipulated by alloying by a chromium of oversaturated rigid solution.

Optimization of properties and the structure of cutting knives are connected with high-speed thermocycling below than traditionally used temperatures of austenitization and heating by high concentrated power sources.

The data shown in a fig. 3, indicate about possibility of obtaining surface layer of high hardness at plasma processing even on the steels not relating to stainless steels [2].

Chromium-nickel cover is put by a galvanic method on low carbon steel (0,04%C). Medium carbon steel (% mass.: 0,47C, 0,30Mn, 0,70Si, 1,15Cr, 2,18W, 0,015P, 0,030S) is annealed before plasma processing. The prepared like

that samples was influenced by an indirect arc burning between two graphite electrodes at a force of a current 160-200 A. In an outcome of melting away and

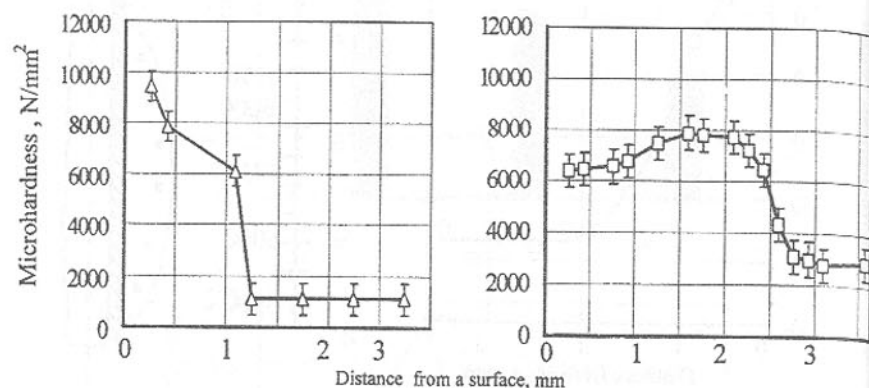


Fig. 3. Microhardness of melted layer of low carbon steel with previously drifted Cr + Ni cover (a) and medium carbon alloyed steel (b)

consequent saturation of melted layer by carbon from plasma of an arc discharge on a surface the structure sharply distinguished from its initial structure, is formed. On a sample from low carbon steel practically not etching "white layer" with high microhardness is formed. The structure of a layer consists, apparently, from austenite and martensite with redundant carbides. On a sample from medium carbon the structure of melted layer is represented by small-sized austenite - martensite dendrites enclosed by ledeburite grid. Because of an increased amount of residual austenite microhardness of melted layer is a little bit lower than microhardness of a substratum (fig. 3b), joiner to a zone, and having martensite structure. The forming of a structure of alloys by impact of plasma is a new aspect of use of highly concentrated power sources [3,4].

Therefore, from similar steels it's possible to produce thin-walled cutting tool, including, special tool with corrosion-resistant properties; plasma strengthening ensures a necessary level of properties. The improving of adaptability to manufacture and operational properties of the tool is reached by application of new and original design decision reducing a consequence traumatic interference in tissue.

References: 1. Dedek V. Tempering of steel bands. *Tran. with Chesh-M.: "Metallurgy"*, 1977.- 248 p. 2. Alimov V.I., Krymov V.N. Surface strengthening of steels by electric arc's plasma // *Collection of scientific works DonSTU, series "Metallurgy". Vol. 14. - Donetsk: DonSTU, 1999. - P.137-143.* 3. Chaug C.W., Szekely I. Plasma application in metals processing // *Journal of*

Metals. -1982 V.34, N2. -p. 57-64. 4. Thunberg S.L., Nelilli W.I., Reed W.H. Plasma torches as replacement for air burners // *Iron and steel Review.* - 1983. - N6. - P. 207-211.

THE EFFICIENCY OF SHEET METAL BLANKING PROCESS

Bač Stanisław (ZELMER Rzeszów, Poland),
Feliks Stachowicz (Politechnika Rzeszowska, Rzeszów.)

The paper presents the results of operating investigations of blanking process efficiency when using different tooling material and different tooling design (concerning assertion of uniform clearance) in high speed blanking of generator sheet metal. Evaluation of a shearing tool material quality was performed on the basis of measurements of the burr height. The experiment has been carried out using five different shearing tool materials, sintered carbide, cold-working steel and high-speed steels.

Introduction

During blanking process of generator sheets intensive wear of shearing tools occurs, what results in decreasing of the blanking part quality. The wear of shearing edge resulted in [1]; bending of the parts, presence of high burrs on the parts edge, deviation of shearing surface from orthogonality according to the part surface, high plastic deformation of material in the vicinity of the shearing line. Bending of the parts and the presence of burrs cause troubles in the process of mounting single parts into electric motor banches.

Plastic deformation of a material which takes place during generator sheet blanking process results in decreasing of magnetic properties of products, in the greater degree the largest is the plastic deformation region [1, 2]. Electrical resistance increases with increasing plastic strain. This can be explained by the fact that any anomaly formed in cold deformation causes scattering of electron waves. The magnetic properties of iron depend on the distribution of the magnetic field in the crystallographic structure which is disrupted by this deformation, thus disrupting the magnetic field and impairing the magnetic properties.

The second important factor influencing blanking part quality and proper proceeding of blanking process, is the value of clearance and its distribution around shearing circuit (line). Depending on the type of guidance for the shearing elements with respect to one another, the tools are divided into free, plate guided and pillar-guided blanking tooling [3]. When the blanking of electric motor parts is concerned, because of the magnetic sheet thickness (0.5 mm) and rather complicated shape of stamps, the shearing elements guidance have to be

very precise. So only the pillar-guided tooling could be taken into consideration. There are different types of pillar guides. Guidance can be accomplished with either bushings or ball bearings. Guides with ball bearings are rigid under load. They have little friction, and are hence used in fast-stroking presses or in cases where sufficient lubrication is not possible. Pillar-guided tooling can also be equipped with movable guidance plates for punch. The guidance plates are mounted on the pillar-guided tooling body and are in general supported by springs on the upper portion of the tool. This design is generally used for blanking thin sheets to ensure the flatness of blanked sheets. The punch can be guided until touches the sheet. This calls for very precise manufacture of the guidance hole in the plate since there is double guidance, namely, guidance of the punch in the pillar-guided tooling and in the guidance plate. However double guidance is always costly to manufacture.

Because of the relative movement between tool and workpiece, wear on the shearing tool elements is unavoidable. Besides of the force acting perpendicular to the sheet surface, the additional force component exists, acting perpendicular to punch stroke direction, created by material pressure on the lateral surface of the die and punch during plastic flow phase [4], what results in wear of the tools. The wear take place on the face of the shearing blade and on its free surface. It causes the shearing edges to be removed. Sometimes shearing edge crushing also occurs. The shearing edge wear increases the penetration depth of the punch needed for cracks to form. With worn-out tools the cracks do not emanate from the blanking edge but from the free surface. This change in crack propagation leads to burr formation, which increases as the number of pieces made with a single tooling increases [3]. The wear degree depend on both the material of blanked sheet and tool material as well as on the quality of punch guidance.

Evaluation of sheet metal punchability could be performed on the base of measurements of the burr height or on the shearing edge wear intensity. As a measure of sheet metal punchability an index $W = i/h_{mean}$ could be used, defined as the relation of quantity of the pieces made i to the mean height of the burr h_{mean} measured on part edge [5]. Generator sheets belong to the material group characterised by pure punchability. The same index W could be used for the evaluation of a tool material quality, what is the reason of presented paper.

Experimental procedure

Improvement in manufacturing of electric motor parts was the reason of experimental works. The analysed electric motor parts are made of 0.5 mm thick generator steel sheet type EP 470-50A coated with insulating varnish (additionally obeying good lubricant ability in the blanking process). The blanking process was performed using the high-speed BRUDERER - BSTA 80L press equipped with special construction of the precision slide guidance. The blanking

speed amount 400 parts per minute. The evaporating oil type Produkt D305 of Castrol Co. was used as a technological lubricant. At different stage of the parts manufacturing process the burr height edge was measured in a few points of the parts using the Taylor-Hobson Surtronic 3+ profilometer. When the burr height was above the value of $h_{max} = 0.05 \text{ mm}$ the production process was stopped. The blanking die was disassembled and the punches surface was observed. Then the shearing tool was sharpened in the grinding process and a new experimental series was carried out.

The experimental investigations were divided into two parts. The main purpose of the first part of investigations was to examine if there are possibilities to replace the expensive G40 tool material by less expensive high-speed steels. Four different type of punch material were used in the investigations:

- SW7M - high ductility and high wear resistance steel, hardness 63 HRC,
- SK5MC - excellent ductility and high wear resistance steel, hardness 64 HRC,
- ASP23 - sintered steel, hardness 66 HRC,
- G40 - sintered carbide, hardness 950 HV.

Chemical composition of above mentioned tool steels are presented in Table 1. For each material three punches were produced and assembled together alternately in one blanking head. Number of each punch was marked on its face.

Table 1 - Chemical composition of tool steels

Material symbol	Chemical composition, %									
	C	Mn max	Si max	P max	S max	Cr	W	Mo	V	Co
SW7M	0,82±0,9	0,4	0,5	0,03	0,03	3,5±4,5	6,0±7,0	4,5-	1,7±2,	-
SK5M	1,05±1,2	0,4	0,5	0,03	0,03	3,5±4,5	6,4±7,4	3,5±4,	1,7±2,	4,5±5,5
ASP23	1,19±1,2					4,11±4,1	6,33±6,3	4,6±4,	3,1±3,	-

When the second part of experiments is concerned, four different options of blanking tool design were used in the investigations:

- **Option I** - the blanking tooling (punch and die) made of the NC10 cold-working steel and the tool design characterised by stable mounting of the punches in the punch plate. The guidance of the punches according to the die whole was realised by using the pillar-guides (with the ball bearing) mounted in the die plate.
- **Option II** - the blanking tooling (punch and die) made of the G40 type sintered carbide. The tool design as above.

- **Option III** - the blanking tooling (punch and die) made of the cold-working NC10 steel. The blanking die is characterised by the punches slack mounting in the punch plate and precisely guided in the stripper plate - the slide fit of 0.01 mm. To avoid seizure, the ring oil passage were made in the stripper plate, filled with lubricant using special high-pressure system. Guidance of the stripper plate is realised by additional eight pillar guides.
- **Option IV** - the tooling design as above, but with the shearing tool made of the G40 sintered carbide.

Regard to the blanking tooling design in two first options the clearance applied was in the range of 0.08 mm (15% of the sheet thickness). In the case of the blanking die type III and IV the clearance applied was in the range of 0.025 mm (5% of the sheet thickness).

After finishing of the shearing tools sharpening process, the shearing edges of the tool made of sintered carbide were manually lapped using the diamond whetstone - it enable to made the shearing edges to be a little rounded to avoid of a microcracks (which are one of the reason of the shearing edge crushing).

Results and discussion

Taking into account measurements carried out during the operating investigations concerning the analysed punch material option, the relationship between amount of blanked parts versus the burr height was determined (Fig.1). On the base of this presentation the following remarks could be drawn:

- At the beginning of blanking process (amount of blanked parts less than 100 000) no evident relationship exists between the burr high and amount of blanked parts for different kind of punch material. Probably at this stage of blanking process a tool edge lapping process took place.
- When amount of blanked parts reaches 200 000 the burr height on the whole holes edges was nearly the same, independently on a punch material.
- The evident difference in punches wear was observed when the amount of blanked parts reached 300 000. Above this stage of blanking process the wear intensity of punches made of SW7M and SK5Mc high-speed steels was visibly higher than that of punches made of sintered materials G40 sintered carbide and ASP23 sintered steel.
- Taking into account that the limited burr height was in the range of $h_{max} = 0.05$ mm, the acceptable amount of blanked parts was 425 000 and 475 000 for punches made of SW7M and SK5Mc high-speed steels respectively.

On the base of measurements carried out during the operating investigations concerning the analysed options of the blanking tooling design (Table 2) the following remarks could be drawn:

Option I - durability of this blanking tooling was the lowest, what resulted from low precision shearing punch guidance. It was a reason of non-uniform clearance distribution what resulted in the shearing edge crushing.

Option II - durability of this blanking tooling set was slightly better. It is a result of applying better quality material on shearing tools.

Option III - in spite of more precision punch guidance, visible tool wear occurs. Increase in the burr height growth intensity with the process proceeding was still to fast.

Option IV - in this case durability of the blanking tooling seemed to be acceptable. The burr height was under the critical value up to 4 millions of blanked pieces. At this moment the process was interrupted to avoid to much material removal in the further sharpening operation.

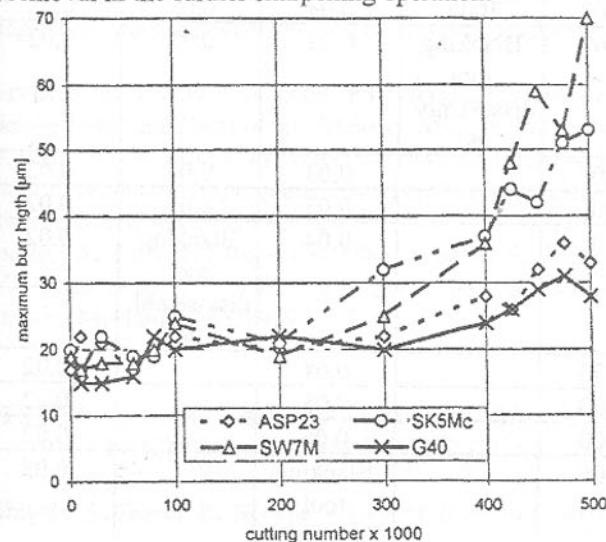


Fig. 1. The relation between the amount of the blanked parts and burr height

It is noteworthy to notice, that in the case when using the blanking tooling option without lapping process of the shearing edge, in the first stage of the blanking process the burr height was unacceptably large. As the process proceeds the burr height decreases and the blanking started to work stable. Probably it was a reason of the change in the cracks emanation place and propagation process in the blanked material.

Table 2 - The burr height measured during the blanking process

Amount of pieces $\times 10^3$	Burr height [mm]			
	Blanking tool I	Blanking tool II	Blanking tool III	Blanking tool IV
01	0,03	0,02	0,02	0,02
50	0,02	0,02	0,02	0,02
200	0,03	0,02	0,02	0,02
350	0,04	0,02	0,02	0,02
400	0,05	0,03	0,02	0,02
450	0,06	0,03	0,03	0,02
500	Blanking tool disassembled	0,03	0,03	0,02
700		0,03	0,04	0,02
800		0,03	0,05	0,02
900		0,04	Blanking tool disassembled	0,02
1 000		0,04		0,02
1 300		0,05		0,02
1 500		0,06		0,02
1 600		Blanking tool disassembled		0,02
2 000				0,03
3 200				0,03
3 300				0,04
3 500				0,04
3 900				0,04
4 000				Blanking tool disassembled

Conclusions

Durability of punches made of sintered materials was nearly twice greater than that made of high-speed steels. Blanking process of the rotor parts of electric engine could be performed using shearing tool made of ASP23 sintered steel. Replacing the G40 sintered carbide by the ASP23 sintered steel seemed to be advisable from both the technological and economical point of view.

Even in the case of the sheet metal characterised by poor punchability, there are possibility to increase durability of the blanking die due to applying precision guidance of the shearing punches and choosing of proper material for making shearing tools. The amount of blanked parts produced when using guidance of punches in the stripper plate and the shearing tool made of the sintered carbide, was 10-time larger than in the case of the shearing tool made of the cold-working NC10 steel and with low precision punch guidance.

References: 1. Matuszak A.: *Metodyka określania wykrawalności blach*, Prace Naukowe Instytutu Technologii Budowy Maszyn Politechniki Wrocławskiej, nr 44, seria: Monografie z. 11, Wrocław 1989. 2. Lachvač J.: *Examination of the quality of cut blanks for magnetic circuits of electric motors*, Transactions of the Technical University of Košice, 2 (1992) 258. 3. Lange K.: *Handbook of Metal Forming*, McGraw-Hill Book Co. 1985. 4. Erbel S., Kuczyński K., Marciniak Z.: *Obróbka plastyczna*, PWN, Warszawa 1981. 5. Galinowski J.: *Wykrawalność blach*, Mechanik nr 1/1979 s. 17.

ASPECTS REGARDING THE DYNAMICS OF THE FUZE DURING THE FIRING FROM RIFLED GUNS

Bălăşoiu S., Bucur P., Neacşu V. (A.T.M, Bucharest, Romania)

The paper deals with a procedure of calculating the motion of the fuze and projectile during the firing from a rifled gun.

1. Introduction

The movement of the projectile during the firing is studied by the internal ballistics. In general, this movement is considered a roto-translation with one degree of freedom, because there is a relation between the angular and the linear velocity of the projectile, for guns with constant or variable rifling ratio.

The numerical results obtained in the internal ballistic, confirmed by the experimental results, are used in the designing of ammunitions and fuzes. The advanced wear of the internal wall of the barrel, may imply the occurrence of important positive allowance, which could lead to a more complicated movement of the projectile during the firing. In this paper we intend to approach

this behavior by the means of a mathematical model which consider more degrees of freedom.

2. Calculus hypotheses

In order to elaborate this mathematical model we consider the movement of the projectile with 4 degrees of freedom. We neglect the barrel vibrations (considered as rigid) and the bowing of the barrel axis. The movement of the projectile during the firing is considered as a translation of the center of the driving band (1 degree of freedom, the center of the cross-section moves along the barrel axis) and a rotation around a fixed point. We also presume that the translation of the center of the driving band and the rotation around the barrel axis are known from the internal ballistics calculus.

3. Coordinate systems, positioning variables

The coordinate system $O_T x_T y_T z_T$ has the origin in the center of the rear cross-section of the barrel. This is an inertial system, linked to the barrel; the $O_T z_T$ axis is coincident with the symmetry axis of the barrel. The coordinate system $O_{x_1} y_1 z_1$ has the origin in the center of the driving band, and the axis are always parallel with the axis of the inertial system $O_T x_T y_T z_T$ ($O_{x_1} \parallel O_T x_T, O_{y_1} \parallel O_T y_T, O_{z_1} \parallel O_T z_T$). The system $O_T x_T y_T z_T$ translates relatively to the system $O_{x_1} y_1 z_1$, with the velocity $\bar{v}_0$ and the acceleration $\bar{a}_0 = \frac{d\bar{v}_0}{dt}$. Relatively to the system $O_{x_1} y_1 z_1$, the projectile makes a rotation around the origin O (center of the driving band). We also consider the system $Oxyz$, with the origin in the center of the driving band, related to the projectile, which executes all the movements of this.

The position of the system $Oxyz$ relatively to the system $O_{x_1} y_1 z_1$ is given by the Euler angles: φ (precession), ψ (own rotation), θ (nutation).

$$O_{x_1} y_1 z_1 \xrightarrow{\psi} O_{x_1'} y_1' z_1' \xrightarrow{\theta} O_{x_1''} y_1'' z_1'' \xrightarrow{\varphi} Oxyz$$

4. The knocking between the projectile and the internal wall of the barrel

The knocking takes place in a point on the centering band circumference, on the plane (Oz_1, Oz). In this study we will suppose that the translation of the center of the driving band are not altered by the knocking process. Therefore, it is necessary to restrict the motion of the center of the driving band, so that its translatory motion is not modified. The restrictions of the center of the driving band are of the kind of a 3D percussion. In the contact point, on the centering band, the barrel acts against the projectile by 3 percussions: P_n (normal to the

barrel wall), P_{ax} (parallel to the barrel axis), P_t (tangent to the internal surface of the barrel). After applying the general theorems of the impulsive processes dynamics (linear and angular momentum theorems), we obtain an algebraic system with 6 scalar equations and 15 unknowns: $\omega'_x, \omega'_y, \omega'_z$ (projections of the angular velocity on the mobile coordinate system), P_{nx}, P_{ny}, P_{nz} (projections of the normal percussion on the mobile coordinate system), $P_{ax,x}, P_{ax,y}, P_{ax,z}$ (projections of the axial percussion on the mobile coordinate system), P_{tx}, P_{ty}, P_{tz} (projections of the tangential percussion on the mobile coordinate system), P_x, P_y, P_z (projections of the percussion imposed to the center of the driving band on the mobile coordinate system). We can add one more equation, given by the definition of the coefficient of restitution. This algebraic system is impossible to be solved. We consider the percussion P_{ax} and P_t , due to the frictions between the internal barrel and the projectile, as negligible, relatively to the normal percussion P_n .

$$\text{The momentum theorem for the impulsive motions is} \quad \bar{K}'' - \bar{K}' = \sum \bar{r}_i \times \bar{P}_i \quad (1)$$

where $\bar{K}''$ - momentum after the knocking;
 $\bar{K}'$ - momentum before the knocking.

After having applied this theorem relatively to the center of the driving band we obtain:

$$\begin{aligned} J_x (\omega'_x - \omega_x) - J_{xy} (\omega'_y - \omega_y) - J_{xz} (\omega'_z - \omega_z) &= y P_{nz} - z P_{ny} \\ - J_{xy} (\omega'_x - \omega_x) + J_y (\omega'_y - \omega_y) - J_{yz} (\omega'_z - \omega_z) &= z P_{nx} - x P_{nz} \\ - J_{xz} (\omega'_x - \omega_x) - J_{yz} (\omega'_y - \omega_y) + J_z (\omega'_z - \omega_z) &= x P_{ny} - y P_{nx} \end{aligned} \quad (2)$$

The projections of P_n relatively to the system $O_{x_1} y_1 z_1$ are obtained immediately (figure 1)

$$\begin{aligned} P_{x_1} &= -P_n \sin \psi \\ P_{y_1} &= P_n \cos \psi \\ P_{z_1} &= 0 \end{aligned} \quad (3)$$

and on the axis of $Oxyz$,

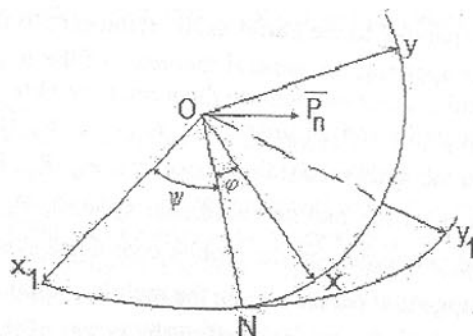


Fig. 1. The components of the normal percussion

$$\begin{aligned} P_{nx} &= P_n \sin \varphi \cos \theta \\ \begin{Bmatrix} P_{nx} \\ P_{ny} \\ P_{nz} \end{Bmatrix} &= \Delta \begin{Bmatrix} -P_n \sin \psi \\ P_n \cos \psi \\ 0 \end{Bmatrix} \\ P_{ny} &= P_n \cos \varphi \cos \theta \\ P_{nz} &= -P_n \sin \theta \end{aligned} \quad (4)$$

As it is shown in figure 2, the coordinates of the contact point $M(x, y, z)$ are given by

$$OO_1 = \sqrt{OM^2 - MO_1^2} = \sqrt{OO_2^2 + MO_2^2 - MO_1^2} \quad (5)$$

where OO_2 - distance between the center of the driving band and the center of the centering band

MO_2 - radius of the centering band;

$MO_1 = \frac{d}{2}$ - half of the barrel caliber.

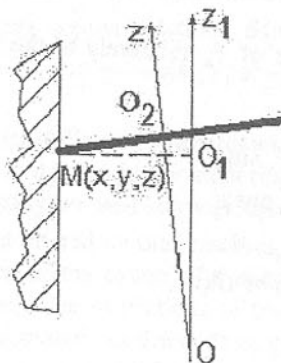


Fig. 2. Position of point $M(x, y, z)$

Relatively to the system $Ox_1y_1z_1$, the coordinates are

$$x_1 = \frac{d}{2} \sin \psi; y_1 = -\frac{d}{2} \cos \psi; z_1 = OO_1 \quad (6)$$

and relatively to $Oxyz$,

$$\begin{aligned} x &= -\frac{d}{2} \sin \varphi \cos \theta + OO_1 \sin \varphi \sin \theta \\ \begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} &= \Delta \begin{Bmatrix} x_1 \\ y_1 \\ z_1 \end{Bmatrix} \\ y &= -\frac{d}{2} \cos \varphi \cos \theta + OO_1 \cos \varphi \sin \theta \\ z &= \frac{d}{2} \sin \theta + OO_1 \cos \theta \end{aligned} \quad (7)$$

The unknown of the algebraic system are $\omega'_x, \omega'_y, \omega'_z$ (the components of the angular velocity after the knocking on the mobile system) and P_n . In order to determine these unknowns, at the system of 3 algebraic equations we add the equation of the coefficient of restitution

$$k = \frac{-\bar{v}_M' \bar{n}}{\bar{v}_M \bar{n}} \quad (8)$$

where

$\bar{v}_M'$ - Velocity of the contact point on the projectile, after the knocking;

$\bar{v}_M$ - Velocity of the contact point on the projectile, before the knocking;

$\bar{n}$ - unit vector, normal to the common surface, in the contact point.

Considering the above equations, we can establish the projections of the unit vector $\bar{n}$. The velocity of the contact point on the centering band before the knocking, can be written:

$$\bar{v}_M = \bar{v}_O + \bar{\omega} \times \overline{OM} \quad (9)$$

where $\bar{v}_O$ - velocity of the center of the driving band;

$\bar{\omega}$ - angular velocity of the projectile.

Because

$$\begin{Bmatrix} v_{Ox} \\ v_{Oy} \\ v_{Oz} \end{Bmatrix} = \Delta \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ v_O \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} v_O \sin \varphi \sin \theta \\ v_O \cos \varphi \sin \theta \\ v_O \cos \theta \end{Bmatrix}, \bar{v} = v_{Ox} \bar{i} + v_{Oy} \bar{j} + v_{Oz} \bar{k} \quad (10)$$

and

$$\bar{\omega} \times \overline{OM} = \bar{i}(z\omega_y - y\omega_z) - \bar{j}(z\omega_x - x\omega_z) + \bar{k}(y\omega_x - x\omega_y) \quad (11)$$

We got the components of the velocity of the point $M(x, y, z)$ before the knocking on the mobile system axis

In order to determine the unknowns $\omega'_x, \omega'_y, \omega'_z, P_n$, we will solve the system consisting in the cinetic equations and considering. The value of the coefficient of restitution can be chosen in the interval [0.5–0.6].

The integration of the differential equations will be finished when the projectile exits the barrel. At each knocking there is necessary to find the new initial conditions.

References: 1. Bălăsoiu S., Evaluation de l'influence du mouvement spatial d'un projectile et d'un missile sur le mouvement des systèmes mécaniques embarqués, Raport de stagiul DEA, ENSICA - Toulouse, 1998. 2. P. BUCUR, S. BĂLĂȘOIU, Teoria și proiectarea focoaselor, Vol. I, Ed. ATM, București, 1997. 3. T. VASILE, Balistica interioară a gurilor de foc, Vol. I, Ed. ATM, București, 1996. 4. R. VOINEA, D. VOICULESCU, V. CEAUSU, Mecanica, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1983.

TRAINING OF THE STUDENTS USING AN EXPERT SYSTEM

Barkalov A.A., Kovalev S.A. (DonSTU, Donetsk, Ukraine)

The hardware courses are one of the most important part to train the students in "Computer Engineering". One of the most difficult course is "Design of Control Units". The peculiarity of this course is very big amount of possible structures of control units, which lead to some hardware to implement the logical circuit. To train students our department uses computer-aided design system CI-96.

Now design of any part of digital system is impossible without an application of computer-aided design (CAD) tools, which use the computer system to assist in the creation, modification, or optimization of a design [1]. The control units are very complex devices implemented using the very large scale integration circuits [2]. Usually the use programmable logical devices (PLD) to design the logical circuits of the control units. The algorithms of design are very sophisticated and they aren't convenient for manual design. There is a lot of structures of control units so there is always a problem of choice. The task of designer is to choose the structure of control unit which satisfies to the some criteria. But it is suitable only for experienced designers. To help in the choice of the structure, CAD-tools for control units' design should comprise an expert system. Such system exists in the Donetsk State Technical University and it is used during the training of the students in the course «Digital Systems».

Our expert system uses both experience of the designers and mathematical formulas to help with the problem of the structure's choice. An experience of designers is used to cut off some structures. For example, if circuit should have a

maximal performance then it should have only one level. To minimize the hardware amount circuit should include more then one level and so on. Hence the first step of the usage of expert system doesn't need the information about algorithm to be implemented.

Second step of usage of the system needs such information about a control characteristics of gates. An initial information about a control unit is represented as flow-chart (Figure 1). To enter it in the computer students should describe this flow-chart with help of special language which is similar to assembler. There is the high-level language which is similar to C++ to describe the flow-chart. But we don't use it in the student's case because assembler language is more close to hardware.

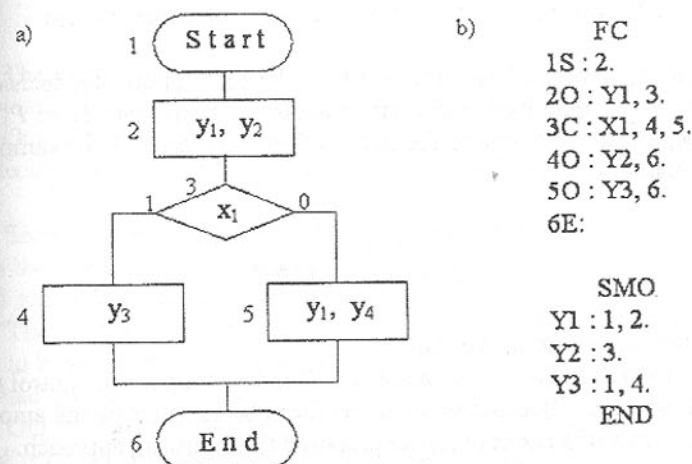


Fig. 1. Initial flow-chart (a) and its representation (b)

Here, «S» means «start node», «O» means «operational node», «C» means «conditional node», «E» means «end node», «FC» means «flow-chart», «SMO» means «sets of microoperations». Each flow-chart includes K nodes, L logical conditions from the set $X = \{x_1, \dots, x_L\}$, N microoperations from the set $Y = \{y_1, \dots, y_N\}$. To design an automaton flow-chart should be marked by the states which form a set $A = \{a_1, \dots, a_M\}$ and a direct structural table (DST) of automaton should be obtained [3]. Each line of DST corresponds to one translation between the states of an automaton.

Our expert system can choose and design any of mere then 200 different structures of control units but to design one structure for flow-chart with $K=100$ it needs five minutes. It means that it needs 1000 minutes to design all structures

and to choose the best structure. But students have only 90 minutes during the lesson to choose and design the best automaton's circuit.

To eliminate this contradiction our expert system uses mathematical formulas to find the amount of hardware in the circuit of control unit. The process of the problem solving includes two stages (Figure 2).

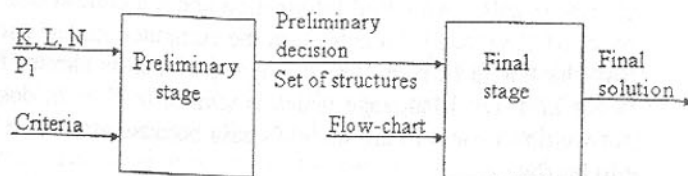


Fig. 2. Two stages of the interconnection with expert system

First stage is preliminary one and to make the preliminary decision the system needs only some basic information about the flow-chart. Here P_1 is the share of operational nodes among the nodes of the flow-chart. For example, for Moore automaton we have [3]:

$$M = P_1 K \quad (1)$$

$$H = 11,6 + 1,44 P_1 K, \quad (2)$$

where H is the amount of lines of DST.

Using formulas (1)-(2) one can obtain all information about control unit to make an initial choice. Because there are no formulas to calculate the amount of PLDs in the circuit of a control unit we proposed the following approach.

To compare two different circuits it is enough to compare their implementations as arrays of «ANDs» and «ORs» [3]. For example, the simplest implementation of Moore automaton includes only two arrays (Figure 3).

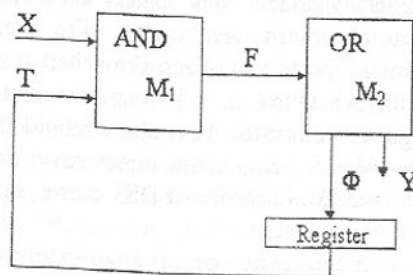


Fig. 3. The simplest implementation of Moore automaton

Here T is the set of internal variables encoding the states, Φ is the set of excitation functions to form the code of state in register, F is the set conditions and each of them corresponds to the one line of DST. The amount of hardware can be estimated as the total space of arrays M_1 and M_2 . The space of array M_1 is equal to $S(M_1) = 2(L+R)H$ and the space of array M_2 is equal to $S(M_2) = H(R+N)$. Therefore, total square is equal to

$$S = (3R + 2L + N)H \quad (3)$$

We can use formulas (1)-(2) and formula $R = \log_2 M$ to transform the expression (3) in the following formula:

$$S = (3\log_2(P_1 K) + 2L + N)(11,6 + 1,44 P_1 K). \quad (4)$$

The expression similar to (4) have been found for any structure of the control unit. They form a mathematical part of our expert system.

Our expert system calculates all these formulas and produces the preliminary decision which is the set of possible structures that satisfy the given criteria.

Second stage of expert system's operation is to use the flow-chart and to design the circuit of the control units. This stage is connected with usage of the formal methods of design and real characteristics of programmable logic devices. The final solution produced by the system is the best structure. If student wants to know everything about all possible solutions, he'll get this information with final solution too.

Our expert system can be used not only as the tool for design, but as the tool of research. For example, if student wants to compare two different structures he will give their description to the system and the system'll produce the result of comparison for some given range of characteristics. The response of the system is represented in the form of graph.

For example, we want to compare the structures S_1 and S_2 if $K \in \{100, \dots, 1000\}$, $P_1 \in \{0,2; 0,3; 0,4\}$. The typical response is one depicted by the following graph (Figure 4).

Now student can see that choice of the structure depends on the characteristics of flow-chart. He can see from this graph that the more if the amount of the nodes (K) and the less is the share of operational nodes (P_L) in the flow-chart, the more economical is structure S_2 . If student has some flow-chart, he will analyze it and find out all characteristics of algorithm. Next step is to choose a particular chips such as programmable logic arrays, programmable array logic, programmable read-only memories, multiplexors and decoders. Now he can design his own circuit with structure recommended by the expert system

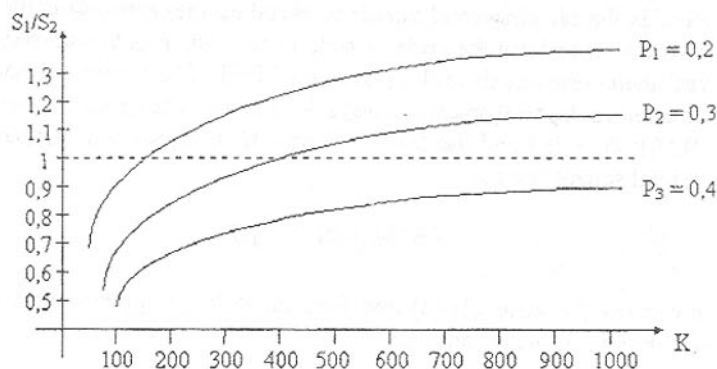


Fig. 4. The typical response of the system

and to compare his result with one predicted by the system. Our experience shows that in the majority of the cases the results of the student and of the system were equal ones.

So, our expert system permits to the student during one lesson:

- to choose the best structure of control unit satisfied to given optimization criteria;
- to design the logical circuit of control unit using real programmable logical devices;
- to compare his own solution of the problem with solution of the system.

As a result, our students have got very good skill in such complex area as design of control units using up-to-date chips.

Reference: 1. Mikel Groover, Emory Zimmers. CAD/CAM: Computer-Aided Design and Manufacturing. – Prentice Hall of India; New Delhi, 1996. – 489 pp. 2. William Stallings. Computer Organization and Architecture. – Prentice Hall, N.J., 1996. – 682 pp. 3. Barkalov A.A., Palagin A.V. Design of microprogram control units. – Kiev, 1997. – 132 pp. (in Russian).

HYPERGRAPHS IN MODELLING OF SUBSYSTEMS OF MACHINES AS MECHANICAL SYSTEMS WITH BRANCHED STRUCTURE

Buchacz A. (Silesian University of Technology, Gliwice, Poland)

In this paper the problem of modelling of mechanical subsystems of machines with branched structure is considered. A model of the subsystem as mechanical

system consisting of n links, with continuously dispersed parameters. Next, a hypergraph of n blocks has been built to represent the model. The loaded and oriented skeleton of hypergraph is used to determine a matrix of rigidities for the system.

1. Introduction

In the research of vibrating machines, models of continuously dispersed parameters must be developed, especially if we want to consider deflections from the theoretical movement trajectory for the characteristic point of execution organ. These deflections arise during the realization of the technological process [1,5]. To analyse them, we need to determine the dynamical flexibility of the system and to consider deformations of the machine subsystems, caused by external forces [1,2,4,5]. After that, we can determine dynamical characteristics of the system in the chosen range of working frequencies. Analysis of the system vibrations occurring near the position of the static balance enables us to determine the real trajectory of the execution organ during the realization of the programmed movement. This information is critical in the early stages of designing, to find the most undesirable conditions for the manipulator in action (for example, the resonance frequencies). The consequences of these undesirable conditions can be minimized by adequate changes in the physical parameters of the machine subsystems.

2. Modelling of branched systems with block graphs

A branched system consisting of k links, vibrating lengthwisely-flexibly-torsionally, has been modelled (Fig. 1a). Only the areas where the links meet are taken into consideration. That's why we have to consider only six vertices of 13-vertex hypergraph, and reference vertex in addition. These vertices represent generalized coordinates of this end of the link, to which others links are connected. A resulting hypergraph of the third category, being a model of one endpoint of the link, is shown in the Fig. 1b. The hypergraph has been used to model all k -links (actually, endpoints of k -links) which are parts of the branched system. We assume the relations between generalized forces and generalized displacements are:

$$\begin{bmatrix} {}_2s_1^{(i)} \\ {}_2s_2^{(i)} \\ \vdots \\ {}_2s_6^{(i)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11}^{(i)} & Z_{12}^{(i)} & \cdots & Z_{16}^{(i)} \\ Z_{21}^{(i)} & Z_{22}^{(i)} & \cdots & Z_{26}^{(i)} \\ & & \ddots & \\ Z_{61}^{(i)} & Z_{62}^{(i)} & \cdots & Z_{66}^{(i)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}_1s_1^{(i)} \\ {}_1s_2^{(i)} \\ \vdots \\ {}_1s_6^{(i)} \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\text{or } {}_2S = Z_1 S, \quad (2)$$

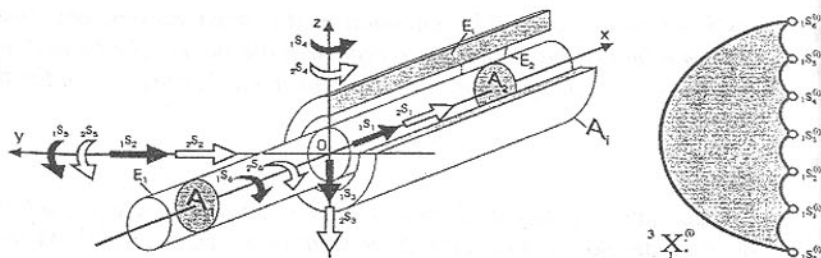


Fig. 1. Branched system consisting of k lengthwisely-flexibly-torsionally vibrating links (a), a hypergraph modelling one of the endpoints of a single link (b)

Constraints of the generalized dislocations in the point of link connections are:

$$\begin{cases} {}_1s_1^{(1)} = {}_1s_1^{(2)} = \dots = {}_1s_1^{(k)} = {}_1s_1, \\ {}_1s_2^{(1)} = {}_1s_2^{(2)} = \dots = {}_1s_2^{(k)} = {}_1s_2, \\ \vdots \\ {}_1s_6^{(1)} = {}_1s_6^{(2)} = \dots = {}_1s_6^{(k)} = {}_1s_6. \end{cases} \quad (3)$$

Constraints of the generalized forces in the point where links meet are:

$$\begin{cases} {}_2s_1^{(1)} + {}_2s_1^{(2)} + \dots + {}_2s_1^{(k)} = 0, \\ {}_2s_2^{(1)} + {}_2s_2^{(2)} + \dots + {}_2s_2^{(k)} = 0, \\ \vdots \\ {}_2s_6^{(1)} + {}_2s_6^{(2)} + \dots + {}_2s_6^{(k)} = 0. \end{cases} \quad (4)$$

Hypergraph 2X_1 modelling a branched system, is shown in the Fig. 2. It consists of k block incidental graphs in all its vertices. A loaded, oriented completed graph of the hypergraph 2X_1 is shown on the Fig. 3. To enhance the legibility of the illustration, in the completed graph all the edges having no endpoints in vertices ${}_2x_6$ or ${}_2x_0$ have been removed. Applying the vertex rule to all the vertices of the graph ${}^2\bar{X}_z$ except of the reference vertex, we obtain relations:

For the vertex ${}_1x_1$:

$$\begin{aligned} & {}_2s_1^{(1)}({}_1s_1^{(1)}) + {}_2s_1^{(1)}({}_1s_2^{(1)}) + \dots + {}_2s_1^{(1)}({}_1s_6^{(1)}) + \\ & {}_2s_1^{(2)}({}_1s_1^{(2)}) + {}_2s_1^{(2)}({}_1s_2^{(2)}) + \dots + {}_2s_1^{(2)}({}_1s_6^{(2)}) + \dots + \\ & {}_2s_1^{(k)}({}_1s_1^{(k)}) + {}_2s_1^{(k)}({}_1s_2^{(k)}) + \dots + {}_2s_1^{(k)}({}_1s_6^{(k)}) = \\ & {}_2s_1^{(1)} + {}_2s_1^{(2)} + \dots + {}_2s_1^{(k)} = 0, \end{aligned} \quad (5)$$

For the vertex ${}_1x_2$:

$$\begin{aligned} & {}_2s_2^{(1)}({}_1s_1^{(1)}) + {}_2s_2^{(1)}({}_1s_2^{(1)}) + \dots + {}_2s_2^{(1)}({}_1s_6^{(1)}) + \\ & {}_2s_2^{(2)}({}_1s_1^{(2)}) + {}_2s_2^{(2)}({}_1s_2^{(2)}) + \dots + {}_2s_2^{(2)}({}_1s_6^{(2)}) + \dots + \\ & {}_2s_2^{(k)}({}_1s_1^{(k)}) + {}_2s_2^{(k)}({}_1s_2^{(k)}) + \dots + {}_2s_2^{(k)}({}_1s_6^{(k)}) = \\ & {}_2s_2^{(1)} + {}_2s_2^{(2)} + \dots + {}_2s_2^{(k)} = 0, \end{aligned} \quad (6)$$

and for the vertex ${}_1x_6$:

$$\begin{aligned} & {}_2s_6^{(1)}({}_1s_1^{(1)}) + {}_2s_6^{(1)}({}_1s_2^{(1)}) + \dots + {}_2s_6^{(1)}({}_1s_6^{(1)}) + \\ & {}_2s_6^{(2)}({}_1s_1^{(2)}) + {}_2s_6^{(2)}({}_1s_2^{(2)}) + \dots + {}_2s_6^{(2)}({}_1s_6^{(2)}) + \dots + \\ & {}_2s_6^{(k)}({}_1s_1^{(k)}) + {}_2s_6^{(k)}({}_1s_2^{(k)}) + \dots + {}_2s_6^{(k)}({}_1s_6^{(k)}) = \\ & {}_2s_6^{(1)} + {}_2s_6^{(2)} + \dots + {}_2s_6^{(k)} = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

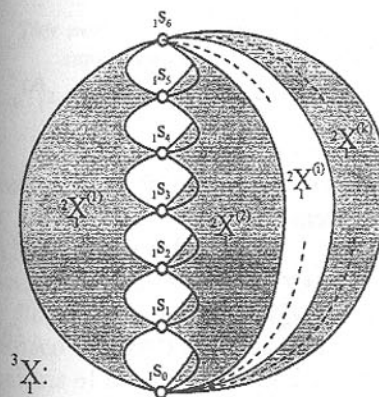


Fig. 2. A hypergraph modelling branched system

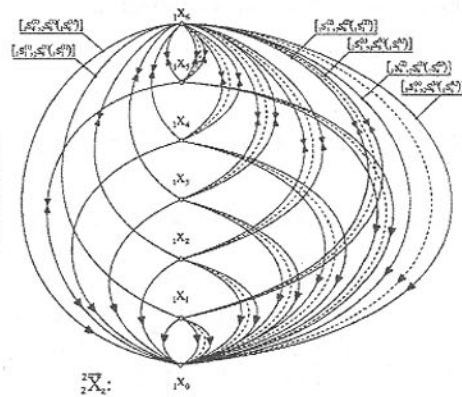


Fig. 3. A loaded and oriented completed graph of the hypergraph of the system

As the result of the decomposition of the graph ${}^2\bar{X}_z$ we obtain a graph of main feedbacks of the system ${}^2\bar{X}_g({}^2\bar{X}_z)$ shown in the Fig. 4a, and six graphs of additional feedbacks of the system (one of them, a graph ${}^2\bar{X}_d({}^2\bar{X}_z)$, is shown in the Fig. 4b as an example).

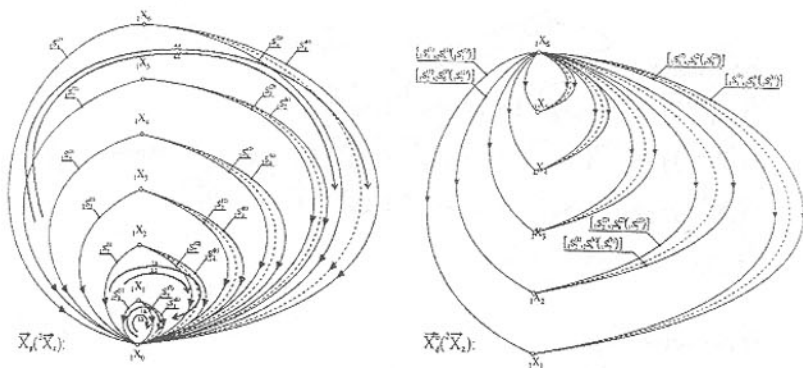


Fig. 4. A graph of main feedbacks of the system (a), an example of a graph of additional feedbacks of the system (b)

Applying the rule of independent contours [3-5] to the contour of main feedbacks graph we derive relations fulfilling the condition of identity of dislocations in the point of links connections:

$$\left. \begin{aligned} \text{For the contour 1.2 } {}_1s_1^{(1)} - {}_1s_1^{(2)} = 0 \Rightarrow {}_1s_1^{(1)} &= {}_1s_1^{(2)} \\ \vdots \\ \text{For the contour 1.k } {}_1s_1^{(1)} - {}_1s_1^{(k)} = 0 \Rightarrow {}_1s_1^{(1)} &= {}_1s_1^{(k)} \end{aligned} \right\} \Rightarrow {}_1s_1^{(1)} = {}_1s_1^{(2)} = \dots = {}_1s_1^{(k)},$$

A matrix of generalized forces influencing the system is:

$$\begin{bmatrix} {}_2s_1 \\ {}_2s_2 \\ \vdots \\ {}_2s_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}_2s_1({}_1s_1) \\ {}_2s_2({}_1s_2) \\ \vdots \\ {}_2s_6({}_1s_6) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} {}_2s_1({}_1s_2) + \dots + {}_2s_1({}_1s_6) \\ {}_2s_2({}_1s_1) + \dots + {}_2s_2({}_1s_6) \\ \vdots \\ {}_2s_6({}_1s_1) + \dots + {}_2s_6({}_1s_5) \end{bmatrix}, \quad (8)$$

$$\text{or: } {}_2S = {}_2S_g + {}_2S_g. \quad (9)$$

Applying a vertex rule to the graph of main feedbacks we derive the matrix ${}_2S_g$ elements. Using in the equations the relation ${}_2s_i({}_1s_j) = Z_{ij}{}_1s_j$ where $i, j = 1, 2, \dots, 6$ and the condition of identity of dislocations we can determine main rigidities of the system as the function of rigidities conformed to the edges of the graph of main feedbacks of the system:

$$Z_{11}^{(1)}{}_1s_1^{(1)} + Z_{11}^{(2)}{}_1s_1^{(2)} + \dots + Z_{11}^{(k)}{}_1s_1^{(k)} = {}_1s_1(Z_{11}^{(1)} + Z_{11}^{(2)} + \dots + Z_{11}^{(k)}) = {}_2s_1({}_1s_1),$$

$$Z_{22}^{(1)}{}_2s_2^{(1)} + Z_{22}^{(2)}{}_2s_2^{(2)} + \dots + Z_{22}^{(k)}{}_2s_2^{(k)} = {}_2s_2(Z_{22}^{(1)} + Z_{22}^{(2)} + \dots + Z_{22}^{(k)}) = {}_2s_2({}_2s_2),$$

$\vdots$

$$Z_{66}^{(1)}{}_6s_6^{(1)} + Z_{66}^{(2)}{}_6s_6^{(2)} + \dots + Z_{66}^{(k)}{}_6s_6^{(k)} = {}_6s_6(Z_{66}^{(1)} + Z_{66}^{(2)} + \dots + Z_{66}^{(k)}) = {}_2s_6({}_1s_6). \quad (10)$$

3. Conclusion

Proposed attempt may be base to modelling and solving the problem of vibrating mechanical systems such as overhead travelling cranes represented by hypergraphs and theirs oriented skeletons.

This work has been conducted as a part of the research project No. 7 T07A 053 15 supported by the Committee of Scientific Researches in years 1998 - 2000

References: 1. A. Buchacz, M. Pasek, A. Machura: The Influence of Two-Link Manipulator Vibrations on Deflections from Theoretical Trajectory of the Holder Movement. *Proceed. of Sixth Int. Conf. -Machine Building and Technosphere on Border XXI Century, Donetsk (1999), Vol. 3, p. 245-248.* 2. Buchacz, A. Machura, M. Pasek: Hypergraphs In Investigation of Trajectory of the Robot Manipulator With Links As Thin-Walled Bars. *Automation in Construction 7 (1998) 363-383, Elsevier.* 3. A. Buchacz: Modelling, Synthesis and Analysis of Bar Systems Characterized by a Cascade Structure Represented by Graphs. *Mech. Mach. Theory, No 7, pp. 969-989, Pergamon, 1995.* 4. M. Pasek. Hypergraph Skeletons In Modeling of Mechanical Constructions. PhD dissertation, Gliwice 1997. (in Polish). 5. Buchacz A., Machura A., Pasek M.: Deflections From Theoretical Trajectory of the Holder Movement on Account of Manipulator Vibrations. *Donetsk State University, International Journal of Proceedings - Machine-Buildings and Systems, Donetsk (2000), p. 289-295.*

SYNTHESIS OF IMMOBILITY OF DISCRETE VIBRATING SYSTEMS FIXED

Buchacz A., Dymarek A.

(Silesian University of Technology, Gliwice, Poland)

In this paper a method of synthesis to determination of structure and inertial and elastical parameters has been presented. The paper is focused on an attempt to design discrete vibrating mechanical systems as subsystems of the machines with the required dynamical characteristics. Such task may be classified as a problem diverse to the dynamics and vibration isolation of machine subsystems. The synthesis of discrete mechanical system has been presented.

1. Introduction

It is a time consuming and hardly feasible task to design mechanical systems with certain requirements that are given in the form of the dynamic characteristics of the discussed system, as a complex frequency function. In such cases, it is much more practical to apply these methods of synthesis that involve an examination of a structure and parameter values that the investigated system has to fulfil. By means of well established methods of synthesising electro-mechanical systems, such as for example, the continued fraction method (Foster's method) or the partial fraction distribution method (Cauer's method) it is impossible to synthesise vibrating systems with cascade structure or with branched structure, upon which n number of fixes are mounted. Therefore, the paper is focused on an attempt to extend the tasks of synthesising fixed systems by introducing an algorithm that would enable the determination of the characteristics of elastic two-terminal networks [2,3,4,5].

2. Synthesis of discrete vibrating systems by means of the method of determining elastic two-terminal networks

Utilising an algorithm presented in [4,5] the assumed requirements of the desired system structure are following:

- $\omega_1, \omega_3, \omega_5$ resonance frequencies,
- $\omega_0, \omega_2, \omega_4$ anti-resonance frequencies.

These requirements facilitate the creation of a mobility function in a canonical form is given as:

$$V(s) = \frac{1}{H} \frac{s(s^2 + \omega_2^2)(s^2 + \omega_4^2)}{(s^2 + \omega_1^2)(s^2 + \omega_3^2)(s^2 + \omega_5^2)}, \quad (1)$$

or immobility in takes the form:

$$U(s) = H \frac{(s^2 + \omega_1^2)(s^2 + \omega_3^2)(s^2 + \omega_5^2)}{s(s^2 + \omega_2^2)(s^2 + \omega_4^2)}. \quad (2)$$

A discrete mechanical systems obtained in the course of the synthesis immobility (2) with cascade structure has a forms presented in Fig. Fig.1÷4.

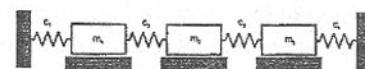
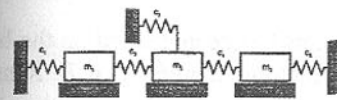


Fig.1. Synthesised mechanical system.

Fig.2. Synthesised mechanical system.

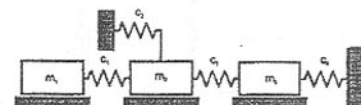
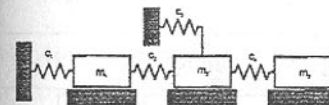


Fig.3. Synthesised mechanical system.

Fig.4. Synthesised mechanical system.

A discrete mechanical systems obtained in the course of the synthesis immobility (2) with cascade structure has a forms presented in Fig. Fig.5÷8.

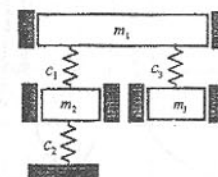
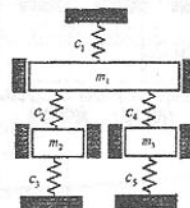


Fig.5. Synthesised mechanical system.

Fig.6. Synthesised mechanical system.

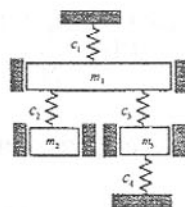
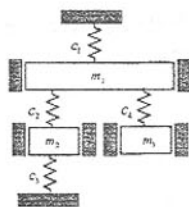


Fig.7. Synthesised mechanical system. Fig.8. Synthesised mechanical system.

3. Analysis of synthesised system by means the method graphs and structural numbers

The programme of analysis of mechanical systems has been created on the base of graphs method and them connections with structural numbers [1,6,7]. Results of analysis were presented in Fig.9 and 10.

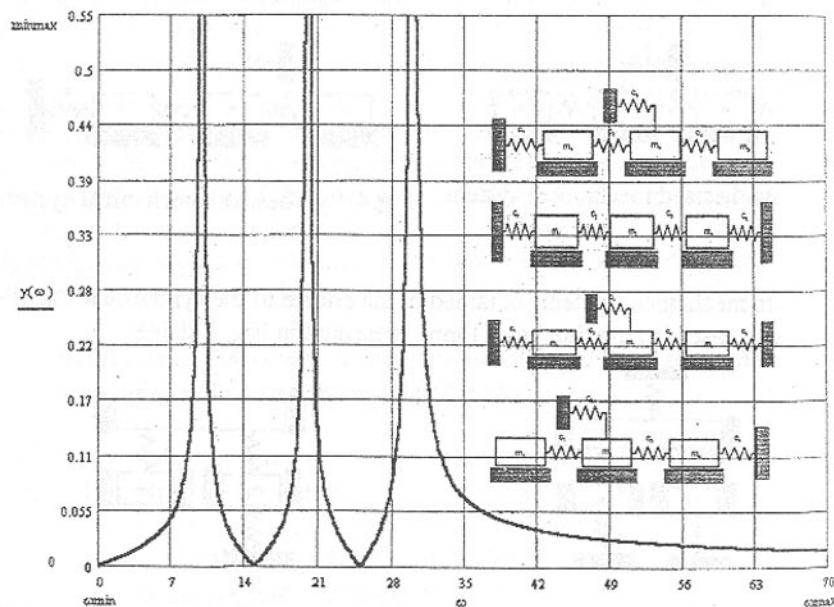


Fig.9. Diagram of dynamical receptans of synthesized clamped systems

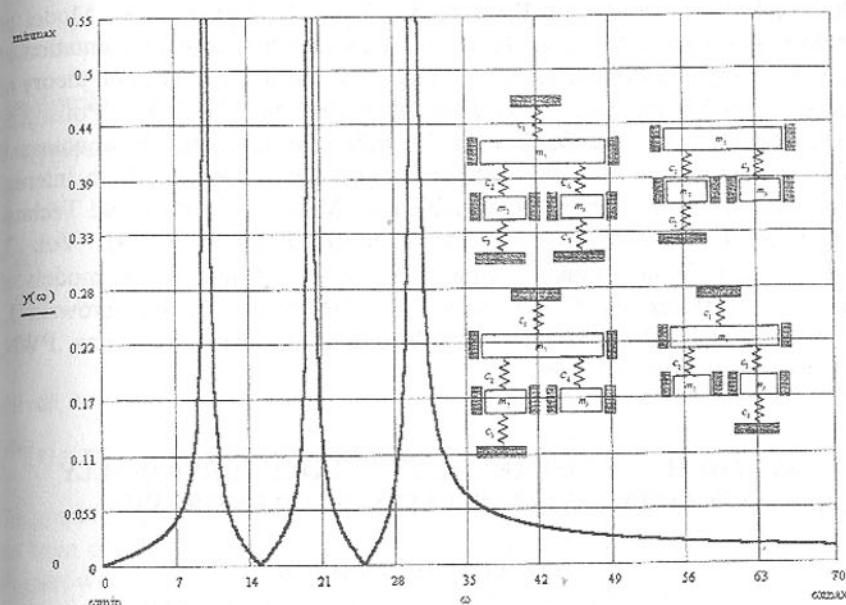


Fig.10. Diagram of dynamical receptans of synthesized clamped systems

3. Conclusion

The above algorithm combined with the continued fraction distribution method of dynamic characteristics enable the derivation of fixed systems with the required frequency spectrum. The discrete dynamic models obtained by means of the discussed method may have a branched structure or a cascade structure. The focus of this paper was the synthesis of such mechanical systems that may be applied to synthesising an overhead crane bridge or a crane with load.

This work has been conducted of the research project No. 7 TO7A 038 18 supported by the Committee of Scientific Research in years 2000-2001.

References: 1. Berge C., Graphs and hypergraphs. Amsterdam-London: North Holland Publishing Co, American Elsevier Publishing Co, Inc., New York, 1973. 2. Buchacz A., Modelling, Synthesis and Analysis of Bar Systems Characterized by a Cascade Structure Represented by Graphs. Mech. Mach. Theory Vol.30, No 7, pp.969-986, Pergamon, 1995. 3. Buchacz A., red.: Computer aided synthesis and analysis of mechanical subsystems modelled with graphs and structural numbers. ZN Politech. Śląskiej, MECHANIKA 127,

Gliwice, 1997 (in Polish). 4. Buchacz A., Dąbek A., Dymarek A., Model of mechanical system with the assumed frequency spectrum as implementation of inverse solving of a dynamical problems, XVI-th Polish Conference on theory of Machines and Mechanisms t.1, Rzeszów-Jwor, 1998, pp.233÷240 (in Polish). 5. Buchacz A., Dymarek A., Dzitkowski T: Synthesis of Discrete, Continuous and Discrete-Continuous Vibrating Systems Represented by Graphs. Sixth International Scientific and Engineering Conference - Machine-Building and Technosphere on the Border of the XXI Century, Donetsk (1999), Vol. 3, p. 243÷245. 6. Wojnarowski J., Graphs and structural numbers as models of mechanical systems, PTMTS, Gliwice, 1977 (in Polish). 7. Wojnarowski J., Application of graphs in analysis of vibration of mechanical systems, PWN, Warszawa-Wrocław, 1981 (in Polish).

SYNTHESIS OF DISCRETE-CONTINUOUS TORSIONALLY VIBRATING SYSTEMS REPRESENTED BY GRAPHS

Buchacz A., Dzitkowski T.

(Silesian University of Technology, Gliwice, Poland)

A synthesis of torsionally vibrating cascade structure systems is presented. The synthesis of cascade-structured of discrete - continuous systems is presented here with the continued fraction expansion method of a characteristic. In distinction to work by Buchacz [2, 3, 4], concerning the synthesis of longitudinally and torsionally vibrating bar systems, this work regards a problem of synthesis of torsionally vibrating discrete- continuous systems.

1. Immobility synthesis by means of the continued fraction distribution method

The continued fraction method of the synthesis of the dynamic characteristic distribution makes it possible to obtain cascade structures of the discrete-continuous system. The investigation into the structures of cascade systems was conducted by means of the software method for distributing the dynamic characteristics to the continued fraction based on graphs and structural numbers. Thanks to the computer program, the dependencies between the structure and the parameters of the synthesised discrete and continuous mechanical systems are designated.

The scope of the paper is to discuss the method of synthesising dynamic characteristics $U(s)$ to a continued fraction, assuming the even number of the synthesised system elements; in such case dynamic characteristics $U(s)$ is as follows:

$$U(s) = \frac{d_1 s^l + d_{l-2} s^{l-2} + \dots + d_0}{c_{l-1} s^{l-1} + c_{l-3} s^{l-3} + \dots + c_1 s}, \quad (1)$$

after distributing it to a continued fraction form:

$$U(s) = U_s^{(1)}(s) + \frac{1}{V_s^{(1)}(s) + \frac{1}{U_s^{(2)}(s) + \frac{1}{V_s^{(2)}(s) + \dots + \frac{1}{U_s^{(k-1)}(s) + \frac{1}{V_s^{(k)}(s)}}}}, \quad (2)$$

where:

$$U^{(1)}(s) = m_U^{(1)} s, \quad V^{(1)}(s) = \frac{s}{c_V^{(1)}}, \dots, V^{(k-1)}(s) = \frac{s}{c_V^{(k-1)}}, \quad U^{(k)}(s) = m_U^{(k)} s.$$

The graphic representation of formula (2) is the graph presented in Fig.1, which has been defined by Berge [1], whereas the notations have been derived from Wojnarowski's formulation [8].

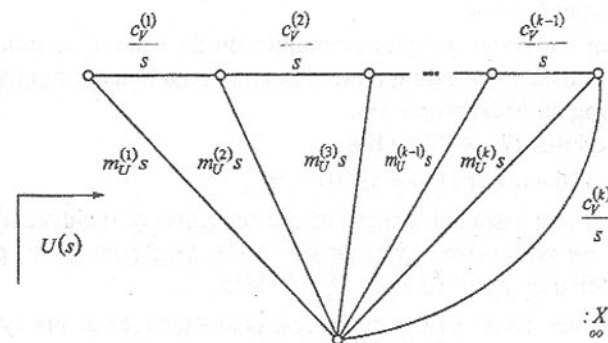


Fig.1. Polar graph as an illustration of the implementation of equation (2)

The method discussed in this chapter is used for synthesising both discrete and continuous systems. Also, on the grounds of this method an attempt was made to synthesise discrete-continuous systems. The method for discrete systems was discussed in detail on the complex variable plane s . It can also be applied to the synthesis of continuous systems if the results are transformed again. Such retransformation has a reciprocally unique character with regard to the structure, as well as to the values of the system elements [2, 3, 4]. The difference between the method used for synthesising continuous systems and the one used

for discrete systems involves adopting the following transformation type for continuous systems:

$$p = th\gamma s, \quad (3)$$

or

$$r = th \frac{1}{2} \gamma s. \quad (4)$$

where: $\gamma = \sqrt{\frac{\rho}{G}} l$, $s = \sqrt{-1} \omega$.

2. Computer - aided synthesis of discrete-continuous systems characterized by a branched structure

Theoretical details of this method are presented in Sec. 2 and [2, 3, 4]. In this paper, numerical examples of synthesized systems with constant segment intersection for $n = 4$ and a branched structure are provided, by the application of synthesizing program. The following requirements were subjected to synthesis:

- number of elements $n = 4$,
- the material of the systems — piezo-ceramics on the base of barium and titanium, which is used in vibrating motors as a material transforming vibrations of the following physical properties:
- Kirchoff's modulus $G = 44000 \text{ MPa}$,
- mass density of the material $\rho = 5500 \text{ kg/m}^3$,
- furthermore, it was assumed that the resonance zones of the dynamical characteristic of the synthesized systems are in the neighborhood of poles, the values of which are: $f_1 = 0.02 \text{ kHz}$, $f_3 = 10 \text{ kHz}$,
- the anti-resonance zones of the dynamical characteristics of the synthesized systems are in the neighborhood of zeros, the values of the characteristic frequencies are: $f_0 = 0 \text{ kHz}$, $f_2 = 7.755 \text{ kHz}$,
- length of basic element $l = 20 \text{ mm}$.

Such formulation of the conditions of resonance and anti-resonance zones imply the boundary conditions of the synthesised structures. It is inferred from the assumptions that the system in question is a fixed system vibrating longitudinally. On the grounds of the input data, applying Synan's program for designating inertial and elastic elements of a continuous and discrete system, the following parameter values were derived (see Tables 1 - 3), as well as the geometric representation of a continuous and discrete structure.

Table 1 - Inertial, elastic parameters of synthesized discrete system

i	$(c)^{(i)}$ [Nm/rad]	$(J)^{(i)}$ [kgm ²]
1		1.00000E+0
2	1.95650E+5	
3		7.59639E-1
4	2.77873E+4	

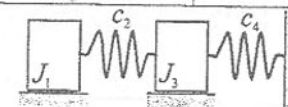


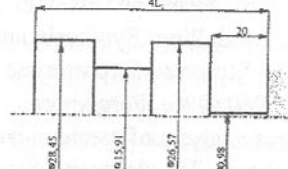
Table 2 - Inertial, elastic and geometrical parameters of synthesized continuous system

i	$(\rho JH)^{(i)}$ [kgm]	$(GJH)^{(i)}$ [Nm ²]	$(JH)^{(i)}$ [mm ⁴]
1	3.53553E-04	2.82843E+03	6.42824E+04
2	3.45864E-05	2.76691E+02	6.28844E+03
3	2.68573E-04	2.14858E+03	4.88315E+04
4	4.91214E-10	3.92971E-03	8.93116E-02

Table 3 - Data of transversal dimensions of the systems cross-section

i	$(d_0)^{(i)}$ [mm]	$(d_{in})^{(i)}$ [mm]	$(d_{out})^{(i)}$ [mm]
1	0.00000E+0	0.00000E+0	2.84461E+1
2	0.00000E+0	0.00000E+0	1.59087E+1
3	0.00000E+0	0.00000E+0	2.65568E+1
4	0.00000E+0	0.00000E+0	9.76623E-1

— All dimensions are quoted in mm



Applying the parameters of the continuous system (Tables 2, 3) and of the discrete system (Tables 1) it is possible to create structure of a discrete-continuous system [5, 6, 7]. The parameter values for which the structure of the discrete-continuous system was created, were derived for $H = 1$ (Table 5), the system are presented in Fig. 2.

Table 5 - Inertial, elastic and geometrical parameters of synthesized discrete system

H	1
$(d_{out})^{(1)}$ [mm]	2.84461E+1
$(d_{out})^{(2)}$ [mm]	1.59087E+1
$(d_{out})^{(3)}$ [mm]	2.65568E+1
$(c)^{(4)}$ [N/m]	2.77873E+4

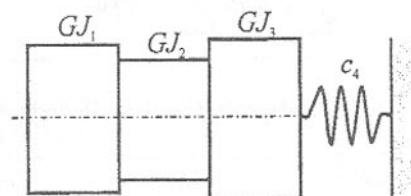


Fig. 2. Geometric structural form of the synthesised discrete-continuous system

3. Conclusion

The achieved synthesis of discrete -continuous mechanical systems enables the formulation of the following comment: The synthesis in a broad frequency spectrum which a system in question is to fulfil, makes it possible to design a system with discrete-continuous structure only.

This work has been conducted of the research project No. 7 TO7A 048 18 supported by the Committee of Scientific Research in years 2000-2002.

References: 1. Berge C., Graphs and hypergraphs. Amsterdam-London: North Holland Publishing Co, American Elsevier Publishing Co, Inc., New York, 1973. 2. Buchacz A., Modelling, Synthesis and Analysis of Bar Systems Characterized by a Cascade Structure Represented by Graphs. Mech. Mach. Theory Vol.30, No 7, pp.969÷986, Pergamon, 1995. 3. Buchacz A., red.: Computer aided synthesis and analysis of mechanical subsystems modelled with graphs and structural numbers. ZN Politech. Śląskiej, MECHANIKA 127, Gliwice, 1997 (in Polish). 4. Buchacz A., 1999, Computer Aided Synthesis and Analysis of Bar Systems Characterized by a Branched Structure Represented by Graphs. Journal Technical of Physics, 40, 3, pp. 315-328. 5. Buchacz A., Dzitkowski T., Computer aided synthesis of discrete - continuous mechanical systems with represented by graphs, Proceed 4th. International Conference

Scientific: Computer Aided Engineering, Kudowa Zdrój, 1998, pp.95 ÷ 104 (in Polish) 6. Buchacz A., Dzitkowski T., 1999, Computer aided of reverse task of dynamics of discrete-continuous mechanical systems. Tenth World Congress on The Theory of Machines and Mechanisms, Proceedings, 4, University of Oulu, Finland, 1477 - 1482. 7. Buchacz A., Dymarek A., Dzitkowski T: Synthesis vibrating $k \geq 2$ fixed systems represented by graphs. Donetsk State University, International Journal of Proceedings - Machine-Buildings and Systems, Donetsk 2000, pp.282 ÷ 289. 8. Wojnarowski J., Graphs and structural numbers as models of mechanical systems, PTMTS, Gliwice, 1977 (in Polish).

CHANGES OF LOW-CARBON STEEL STRIP FORMABILITY DURING STORAGE

Čada R. (VŠB - Technical University of Ostrava, Ostrava, Czech Republic)

The contribution concerns evaluation of formability of strip from low-carbon steel 11 305.21, which is used in Czech Republic for production of intricate deep stampings. The properties of strip were fully evaluated by tensile tests at test specimens machined parallel, perpendicular and diagonal to the rolling direction and by cupping tests according to Erichsen. The tests were carried out 4 months after the date of production and then 8 months after the date of production, which is 2 months after the time, to which the standardized properties are guaranteed. At strip from steel 11 305.21 owing to storage only small modification of properties came about predominantly in direction to lower formability of sheet-metal. The steel strip stored 8 months is suitable for the cases of drawing of flat stampings, where pressure-tension, eventually combined mechanical schemes of deformations occur.

1 Introduction

In Czech Republic the sheet-metal from steel 11 305.21, which is produced in joint-stock company VSŽ Košice, is often used for production of intricate or deep stampings. With regard to the fact, that in finishing enterprises these sheets are sometimes stored even some months whereby their formability decreases as a rule, the evaluation of storage time influence upon formability of mentioned steel at normal temperature was carried out.

2 Tested material

For detailed evaluation of properties the coil of sheet-metal from steel 11 305.21 with dimensions 0.85 x 280 mm (heat no. 43952, coil no. 4395212/4),

made by cold rolling in joint stock company VSŽ Košice, was chosen. This steel represents especially deep-drawing grade of steel. The strip was delivered recrystallizationally annealed and additionally light cold re-rolled.

The results of heat analysis are in Table 1. It is seen, that delivered strip from steel 11 305.21 fulfilled the demands on chemical composition according to the Czech State Standard (ČSN) 41 1305.

Table 1 - Results of chemical analysis of heat no. 43952 of strip from steel 11 305.21

C (wt. %)	Mn (wt. %)	Si (wt. %)	P (wt. %)	S (wt. %)	Al (wt. %)
0.04	0.08	0.01	0.018	0.012	0.036

3 Evaluation of formability of strip from steel 11 305.21 during storage

For evaluation of the storage time on formability of steel strip 11 305.21 the properties of this steel were evaluated partly 4 months after the date of production, partly 8 months after the date of production, which is 2 months after the time, to which the standardized properties mentioned in steel material sheet are guaranteed.

The mean degree of contamination of steel 11 305.21 by non-metallic inclusions was less than 1 according to the Czech State Standard (ČSN) 42 0471, which gives evidence about great fineness of their microstructure and from that following good formability.

At steel 11 305.21 the ferrite grain size of 8.5 according to ČSN 42 0462 was found out. The shape of ferrite grains at all tested steels was flattened, lens-shaped, the longer axes were in sheet-metal plane. The ferrite grains were extended in direction of rolling with dimensions heterogeneity less than 2 numbers according to scale of ČSN 42 0462.

At steel 11 305.21 the highest degree of cementite presence was found out 1/1A-C according to ČSN 42 0469, i. e. non uniform layout of formations with dimensions approximately 10 μ m at grain lines and in grains and small formations, arranged to the direction of forming.

By cupping tests according to ČSN 42 0406 at tested steel strip the mean values of deepening, IE , were found out from ten measurements (see Table 2). At all test specimens the zone of localization of plastic deformation had shape of circle or circular arc which gives evidence about homogenous material.

Evaluation of mechanical properties was carried out by tensile specimens with initial length of the gauge section $L_0 = 80$ mm and initial width of the gauge section $b_0 = 20$ mm, which were machined from tested steel parallel,

perpendicular and diagonal to the rolling direction. The evaluation was carried out by tensile tests according to ČSN 42 0310. The sheet tensile specimens from the three orientations 0°, 45°, 90° were deformed in ZD-10 machine at constant crosshead speed in the range 3 ± 30 MPa.s⁻¹ and at room temperature.

From evaluated direction and mean values of mechanical properties the values of coefficients of planar anisotropy (see Table 2) were calculated.

The values of normal plastic anisotropy ratio, r , were determined from measurements according to ČSN 42 0435.

The values of strain-hardening exponent n_m , calculated by the method using maximum uniform elongation, are more strongly correlated with pure stretchability than are the values of n_m , calculated by the method according to ČSN 42 0436. That is why these values were used for evaluation of formability of tested sheet-metal.

For reciprocal comparison of formability of tested steels the formability index, I , was calculated.

4 Conclusions

The strip from steel 11 305.21 did not present in any direction of 0°, 45° and 90° in relation to the direction of rolling outstanding yield point in tension R_e , which gives evidence about right carried out light re-rolling of these steel at its production.

Changes of separate properties of strip from steel 11 305.21 during its storage are summarized in Table 2. It is seen, that at strip from steel 11 305.21 owing to storage only small modification of properties came about predominantly in direction to lower formability of sheet-metal. The changes of steel strip properties were small, because the steel is low-carbon, killed by aluminium, in which the nitrogen is bonded, which is specified in the Czech State Standard 41 1305.

By storage the mean value of deepening according to Erichsen, IE , decreased about 6.2 % (see Table 2). The strip from steel 11 305.21 stored 8 months did not fulfil demand of ČSN 41 1305 on minimal value of deepening $IE = 10.3$ mm. At this steel the mean value of deepening according to Erichsen was $IE = 10.04$ mm.

By storage of steel the mean value of strain-hardening exponent, n_m , which is crucial for stretchability, decreased about 0.4 % (see Table 2). According to lower n_m value the speed of strain-hardening at drawing is lower, the transposition of plastic deformations from places with great initial stress (biaxial

tension zone) to places with lower initial stress is slower and that is why less uniform situation of deformations on stamping arises.

The results of cupping tests according to Erichsen together with decreased value of n_m give evidence about the fact, that by storage the suitability of steel strip for the cases of deep drawing, where tension mechanical schemes of deformations predominate, decreased.

Table 2 - Changes of properties of strip from steel 11 305.21 during its storage

Property of the material	Strip from steel 11 305.21			
	stored 4 months	stored 8 months	property change (%)	influence upon formability
$G (-)$	8.5	8.5	-	x
cementite presence degree	1/1A-C	1/1A-C	-	x
IE (mm)	10.70	10.04	- 6.2	-
R_p 0,2 transverse (MPa)	179.0	184.1	+ 2.8	-
mean value of R_p 0,2 (MPa)	185.3	189.0	+ 2.0	-
R_m transverse (MPa)	301.8	302.2	+ 0.1	-
mean value of R_m (MPa)	311.7	312.2	+ 0.2	-
mean value of R_p 0,2/ R_m (-)	0.594	0.605	+ 1.9	-
A_{80} transverse (%)	39.3	38.3	- 2.5	-
mean value of A_{80} (%)	40.4	40.0	- 1.0	-
mean value of Z (%)	58.4	47.9	- 18.0	-
mean value of ε_r (%)	0.277	0.270	- 2.5	-
mean value of C (MPa)	474.1	461.8	- 2.6	-
r_m (-)	2.74	3.30	+ 20.4	+
Δr (-)	0.02	0.69	+ 3350	-
n_m (-)	0.227	0.149	- 0.4	-
Δn (-)	0.043	0.024	- 44.2	+
$r_{amin} \cdot n_m \cdot 1000$ (-)	569.77	668.96	+ 17.4	+

The exception is the mean value of plastic anisotropy ratio r_m , which by storage of steel increased about 20.4 % in direction to higher formability of sheet-metal. The value of $r_m = 3.30$ (see Table 2), found at strip from steel 11 305.21 stored 8 months, gives evidence about increasing the resistance of sheet-metal to thinning at deep drawing and about increasing the suitability of

this steel strip for the cases of deep drawing, where pressure-tension mechanical schemes of deformations predominate. Thanks to high values of plastic anisotropy ratio in each of the directions of 0° , 45° and 90° in relation to the direction of rolling, which predominated upon the influence of decreased value of n_m , the higher value of formability index (see Table 2) was calculated at strip from steel 11 305.21 stored 8 months, than at it stored 4 months. Thanks to higher formability index the strip from steel 11 305.21 stored 8 months is more suitable for the cases of deep drawing, where together exists as pressure-tension as tension mechanical schemes of deformations.

At drawing of stampings from strip from steel 11 305.21 stored 8 months the influence of high plastic anisotropy ratio appears mainly at non-hardened material, i. e. at initial stage of plastic deformation, while the influence of low value of n_m appears at certain stage of plastic deformation. Therefore the steel strip stored 8 months is suitable for the cases of drawing of flat stampings, where pressure-tension, eventually combined mechanical schemes of deformations occur.

This research has been conducted as a part of the research project „Research, development and innovation of technologies“ (CEZ No. 317/98 : 272300010). The author gratefully acknowledges financial support of this project.

References: 1. Pollák, L. *Anisotropy and deep-drawability of steel sheets*. Bratislava, Alfa, 1978. 2. Hudák, J. *Tvárniteľnosť plechov VSŽ hodnotená rôznymi kritériami*. In *Vedecko-technická konferencia pri príležitosti 30. výročia VSŽ*. Košice, ČSVTS Košice, 1989, pp. 112-118. 3. Evin, E. *Tvárniteľnosť vysokopecných ocelí a ich predikcia : habilitačná práca*. Košice : Sjf TU Košice, 1996, 83 p. 4. Muzykiewicz, W. *Properties of perforated sheet metal*. In *6th International Conference Technology '99 : Volume 1*. pp. 376-380. ISBN 80-227-1255-8. 5. ČADA, R. *Comparison of formability of steel strips, which are used for deep drawing of stampings*. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996, Vol. 60, No. 1-4, pp. 283-290. ISSN 0924-0136.

VIBROMECHANICAL DIAGNOSIS OF THE GEAR DRIVES

Cherecheș T., Ridzi M.C., Ridzi M.E., Neacșu V. (A.T.M., U.P., U.P., A.T.M., Bucharest, Petroșani, Petroșani, Bucharest, Romania)

The paper deals with a procedure of finding malfunctions and defects in gear transmissions. A study case (unfastened bonding of a planetary retainer, leading

to the occurrence of slacks in the mating gears) is processed and detailed.

1. Introduction

In order to identify the defects of the gear drives (i.e. reducers, multipliers, gearboxes, planetary gear drives), and to do a correct diagnosis it is necessary to get and process the vibration signals at a high level of accuracy. In this purpose a great attention to the measurement, processing and analysis techniques should be paid and equally to the necessary hardware and software.

By the means of correct information about the vibrations parameters, one can identify the following causes of the vibrations and gear drives defects: non-ideal transmission ratio; eccentricity and non-circular gears; non-circular meshing circles; unequal teeth widths; toothed wheels on bent crankshafts; unfastening of tooth wheels on shafts; incorrect alignment of tooth wheels; slack between the engaged teeth (oscillatory gears); gears with broken or cracked teeth.

2. Defects detection in a planetary gear transmission

In figure 1 it is shown the schema of a double reducer, the numbers signifying: (1) central (input) gear of the primary train of gears; (2) - planetary gear of the primary train of gears, assembled in the planetary retainer (4); (3) - internal gearing wheel of the primary planetary train of gears (the primary and simple planetary trains of gears being similar); (5) - planetary gear of the secondary train of gears; (6) - internal gearing wheel of the secondary planetary train of gears (output).

The vibrations have been measured in 2 points on the reducer case, above the primary and secondary planetary trains. The evolution of the frequency spectra is shown in figures 2 to 9.

The reducer gears have the number of teeth: $z_1 = 10$; $z_2 = 33$; $z_3 = 77$; $z_5 = 23$; $z_6 = 66$. Because the central gear (1) spins at a frequency of 30Hz counter clockwise, $f_1 = -30\text{Hz}$, so the internal gearing wheel (3) of the primary planetary train doesn't spin, so $f_3 = 0$. In order to find the defect, we must calculate the characteristic frequencies of the planetary train and then, by equaling them to the frequencies from the frequency spectrums, we can make a correct diagnosis.

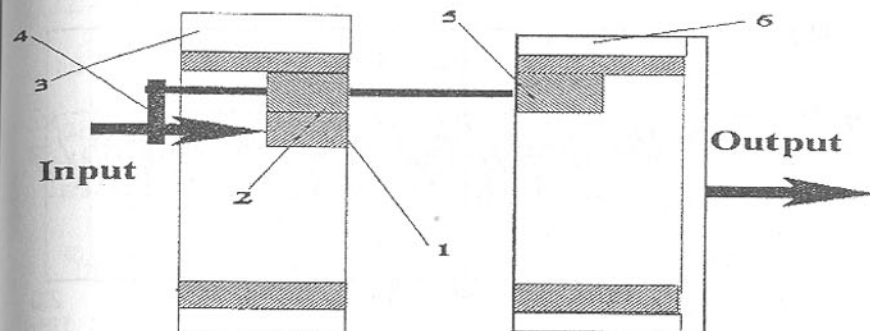


Fig. 1. Schema of the planetary reducer on which the vibrations measurements have been made

The reducer gears have the numbers of teeth: $z_1 = 10$; $z_2 = 33$; $z_3 = 77$; $z_5 = 23$; $z_6 = 66$. Because the central gear (1) spins at a frequency of 30Hz counter clockwise, $f_1 = -30\text{Hz}$, so the internal gearing wheel (3) of the primary planetary train doesn't spin, so $f_3 = 0$. In order to find the defect, we must calculate the characteristic frequencies of the planetary train and by equaling them to the values from the frequency spectrums, we make a correct diagnosis.

Using the known equations, we obtained: rotational frequency of the planetary retainer ($f_4 = -3.45\text{Hz}$); rotational frequency of the planetary gear (2) ($f_2 = 4.6\text{Hz}$); meshing frequency between central gear (1) and the planetary gears (2) ($f_{a(12)} = 265.5\text{Hz}$); meshing frequency between the planetary gear (2) and the external gearing wheel ($f_{a(23)} = 265.5\text{Hz}$); meshing frequency between the planetary gear (5) and the internal gearing wheel (6) ($f_{a(56)} = 185.15\text{Hz}$); rotational frequency of the internal gearing wheel (6) ($f_6 = -0.645\text{Hz}$).

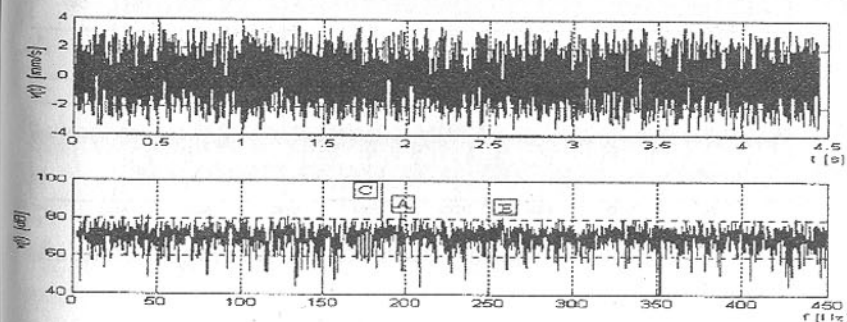


Fig. 2. Vibrogram and frequency spectrum, at the initial moment

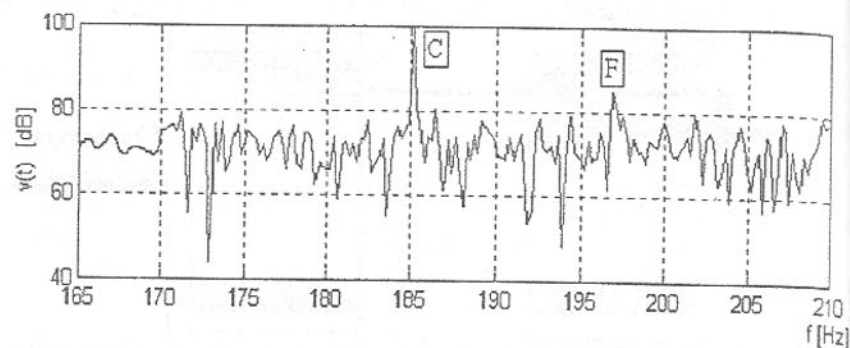


Fig. 3. Frequency spectrum in the range 160... 210Hz, at the initial moment

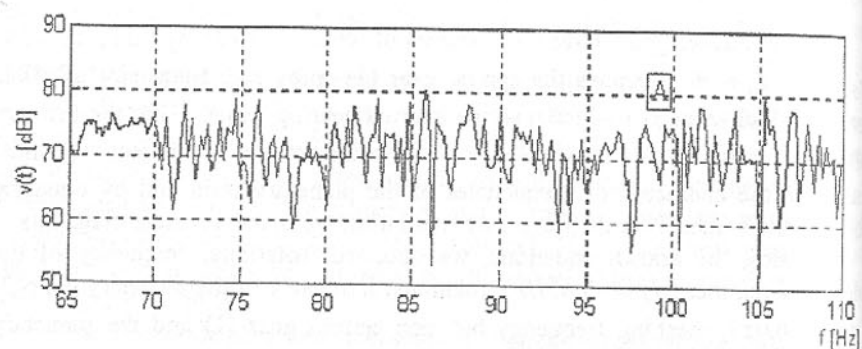


Fig. 4. Frequency spectrum in the range 65..110Hz, at the initial moment

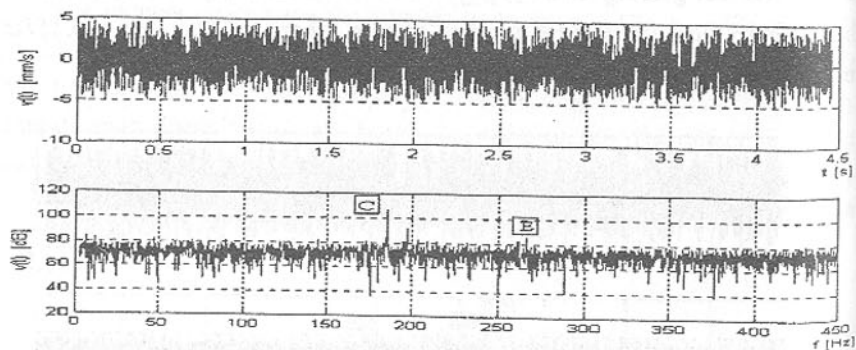


Fig. 5. Vibrogram and frequency spectrum, at a planetary reducer, after 3 months working

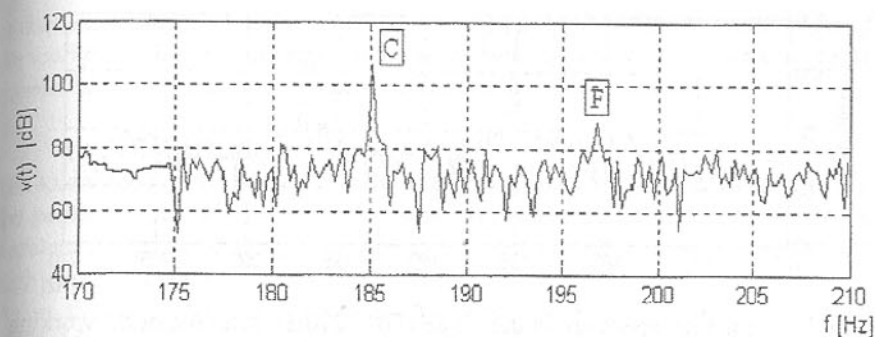


Fig. 6. Frequency spectrum in the range 170... 210Hz, after 3 months working

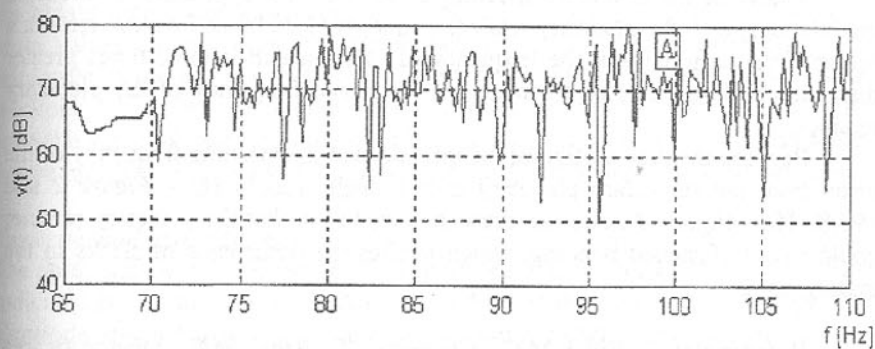


Fig. 7. Frequency spectrum in the range 65... 110Hz, after 3 months working

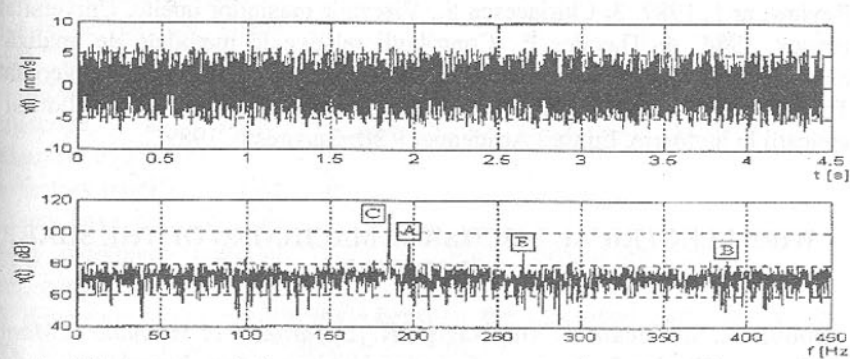


Fig. 8. Vibrogram and frequency spectrum, at a planetary reducer, after 6 months working

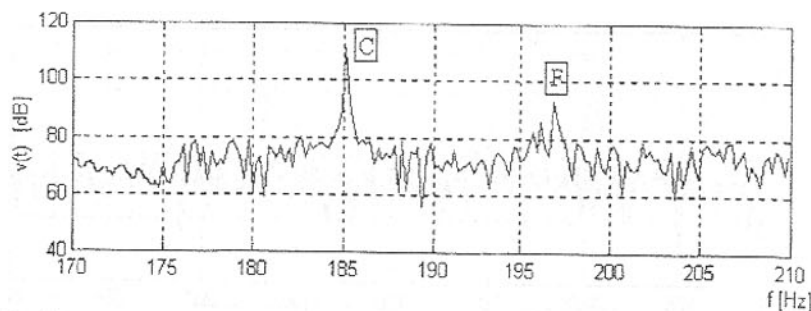


Fig. 9. Frequency spectrum in the range 170... 210Hz, after 6 months working

3. Conclusions

Analyzing the frequency spectra we can notice the appearance of multiple modulations, with the planetary retainer frequency (3,7 Hz) and we can remark a series of the harmonics at the frequency of 11Hz, which is three times greater than the absolute value of the measured rotational frequency of the planetary retainer.

Because the acceleration of the vibrations at the meshing frequency of the gears from the secondary planetary train is high (196,25 Hz – Figure 2 and 196,89 Hz – Figure 3), one can draw the conclusion that the planetary retainer could have unfastened bonding, which implies the occurrence of slacks in the mating gears.

References: 1. Ridzi M.C., Cherecheș T., Ridzi M.E., Diagnosticarea vibromecanică a mașinilor și utilajelor industriale, Editura Militară, București, 1998. 2. Angelo M., Vibration monitoring of machine, Bruel & Kjaer Tech. Review, nr.1, 1987. 3. Chiriacescu S., Vibrațiile mașinilor unelte, Universitatea Brașov, 1984. 4. Theodor P., Contribuții relative la metodele de analiză și diagnoză a vibrațiilor mașinilor și agregatelor, Teză de doctorat, Universitatea Tehnică Timișoara, 1996. 5. Voinea R. ș.a., Introducere în mecanica solidului cu aplicații în inginerie, Editura Academiei RSR, București, 1989.

WIRE ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING OF THE SHARP CORNERS

Dodun O., Slătineanu L. and Nagiț GH. (Department of Mechanical Manufacturing Technology, Technical University, Iași, Romania)

In this paper work we render a phenomenon which constitutes a form error at the wire electrical discharge machining of edges, and which appears constantly

at the machining of surfaces that form very sharp angles. For small thickness of the workpiece, the peak deforms at the machining of such surfaces, modifying its geometrical form and the curvature radius of the peak.

Introduction

The knowledge of the minimum values for the curvature radii and form errors of the profiles machined by wire electrical discharge machining is an important problem for the designing, especially in the case of precision machining of the high complex details.

As in the cases of other processes, the wire electrical discharge machining (WEDM) does not permit the execution of surfaces intersections forming very sharp angles. The joining surfaces have radii foreseen even from the designing phase of the piece. On account of the fact that, generally speaking, by WEDM we obtain high complex and precise details, it is important to know the minimum values for the curvature radii, obtainable by a finishing machining. The minimum values of the curvature radii depend on many parameters, such as the workpiece thickness, the diameter of the wire electrode, the factors which influence the value of the technological clearance. We accept that the minimum curvature radius also depends on the values of the dihedral angle between surfaces.

Experimental investigations

The study has been accomplished by experimental machining having the outline indicated in Figure 1, on a JAPAX – WEDM machine tool, with a copper wire electrode ($d_{EF} = 0.2 \text{ mm}$), on various thickness and materials of workpieces.

The adopting of a zero value for the trajectory correction of the wire electrode has determined the simultaneous generation of the minimum values for the internal and external radii. We direct observed the shape corner by using a BK 70x50(Zeiss-Jena) workshop microscope, an optico-mechanical equipment.

The factors modified during the tests have been the following workpiece material (steel, copper, aluminum alloy), dimension of the dihedral angle between the machined surfaces ($\alpha = 5 \div 90^\circ$), thickness of the workpiece ($h = 1 \div 40 \text{ mm}$).

The unmodified factors have been the material of the wire electrode: (copper), the diameter of the wire electrode: ($d_{EF} = 0.2 \text{ mm}$); the electrical regime (pulse on time $t_i = 1 \div 8 \text{ } [\mu\text{s}]$, pulse off time $t_p = 7 \div 30 \text{ } [\mu\text{s}]$, pulse peak

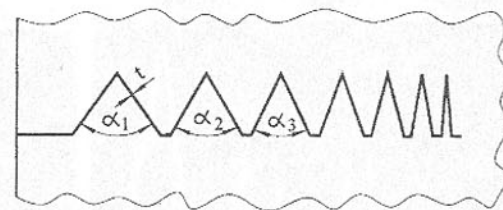


Fig.1. Form of test cuts

current 1-9 settings, machining voltage $U = 135 \div 215$ V; the mechanical regime (wire electrode speed $v_{rel} = 500 \div 2500$ [mm/min], axial wire electrode mechanic tensioning $F_t = 250 \div 1075$ [gf]); the electric conductivity of dielectric fluid (value ensured by the working of the desionising dielectric fluid of the WEDM machine tool).

In the experiments, we have used a series of work regimes depending on the workpiece thickness and on the various couples of processed materials. The criterion used to choose the work conditions has been the one which gives a maximal productivity; the used values have been those recommended in specialized literature.

Problem formulations

As a consequence of the experimental researches accomplished for studying the minimum curvature radius, there has been rendered an interesting phenomenon which appears constantly during the surfaces machining in the thin workpieces and which form angles with small values. This phenomenon prevents the precise measure of the external curvature radius and determines the generation of the machining errors. Some photographs with the outlines of surfaces obtained by WEDM, in two workpieces having a thickness $h = 1$ mm and using a copper wire electrode with a diameter $d = 0.2$ mm are presented in Figures 2 and 3. We can notice the flexure of the peaks in the direction of the removal

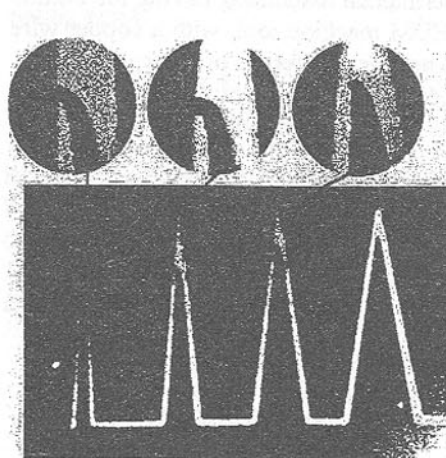


Fig.2. Test cuts in steel blank with peak details

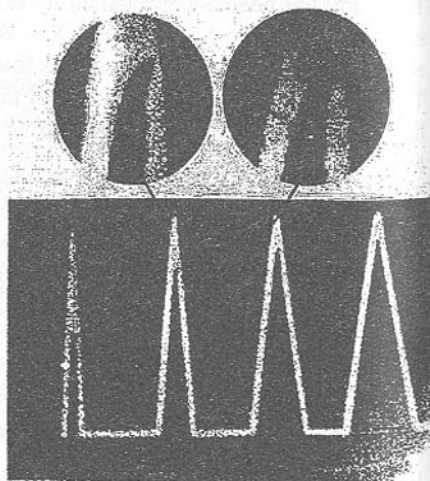


Fig.3. Test cuts in an aluminum alloy blank with peak details

on the outline, in the case of the steel workpiece (Fig.2) and in the opposite direction, in the case of copper workpiece (Fig.3). The flexure is more and more

increased with the decreasing of the dihedral angle value between the machined surfaces. The modification of the flexure direction, in the case of different materials of the workpieces, generates the supposition that the form error is due to the electromagnetic forces of the process. These forces are developed by the interaction of the currents which pass through the wire and through the workpiece during the current impulse.

Conclusions

The experiments have shown that under the conditions of wire electrical processing the surfaces which form the sharp angles in small thickness workpieces, the processed peak is deforming, modifying his geometrical form and curvature radius. The form error depends on the workpiece material, the workpiece thickness, the value of dihedral angle and the processed parameters. Depending of the magnetically properties of the workpiece material, the peak flexion can be in the direction of the removal on the outline for ferromagnetic materials and in the opposite direction for diamagnetic materials.

In industry, the WEDM of surfaces which form sharp angles and in small thickness workpieces, the parts design and technologies elaboration must take into account the possibilities of the above mentioned form errors. Such errors are very small and unnoticed both in the case of thick workpieces and of small values of angles between machined surfaces, but they can generate great difficulties in the case of small pieces when a high precision is needed.

References: 1. Boothroyd, G., Knight, W. "Fundamentals of Machining and Machine Tools", Marcel Dekker Inc., New York and Basel, 1991; 2. Dauw, D.F., Albert, L. "About the Evolution of Wire Tool Performance in Wire EDM." Annals of the CIRP, 41/1, 221-225, 1992; 3. Gavrilas, I., Marinescu, N.I. "Prelucrări neconvenționale în construcția de mașini" (Unconventional machining in machine building) Editura Tehnică, București, 1991; 4. Kinoshita, N., Funkui, M., Kimura, Y. "Study on the Wire-EDM: In process Measurement of Mechanical Behaviour of Electrode- Wire." Annals of the CIRP, 1984, 33/1, 89-92; 5. Lungu, Gh., Dodun, O. "Some Aspects Regarding the Machining Feed Rate in WEDM", Proceedings of the 3rd International Machining & Grinding Conference, Society of Manufacturing Engineers, Cincinnati, Ohio, 1999; 6. Oprea, M.C. "Creșterea capacității portante tehnologice a electrodului la prelucrarea electroerozivă cu electrod filiform." (Growth of the wire electrode technological capacity during electrical discharge.) Doctoral thesis, Technical University "Politehnica", Timișoara, Romania, 1994.

MULTI-POLE MODELLING AND SIMULATION OF HYDRAULIC CHAIN ELEMENTS

Grossschmidt Gunnar, Vanaveski Jüri, Harf Mait
(Tallinn Technical University, Tallinn, Estonia)

The paper shows the principles of composing the multi-pole mathematical models for hydraulic chain elements and computing their transient responses as well as stationary characteristics in the NUT programming environment. Using visual specifications of described four-pole models, one can graphically depict various tasks for hydraulic chain elements.

INTRODUCTION

Hydraulic chain is an environment for energy transfer in hydraulic drives or for transmitting the signal in hydraulic control systems. Fluid elasticity, inertia and pressure drop cause energy losses in the hydraulic chain. Energy transmission and control accuracy grow less. The dynamic phenomena of the system and inadvisable vibrations increase. This evidence specially comes forth, when the tubes are long and the fluid volumes are big. The scientists have dealt with these problems for a long time [1]. The conventional description methods of the engineering chain systems and the main implemented solving methods of the mathematical models are considered in the paper of authors [2]. The main problem at the moment is to have good mathematical models and to make computer simulation of hydraulic chains easier and faster.

1 MATHEMATICAL MODELS

The following data of 20 fluids are included for simulation: density at the temperature 15 °C; kinematic viscosity at different temperatures in the interval from -60 °C to +60 °C with the step of 10 °C, and the compressibility factor at 20 °C. The density, kinematic viscosity and compressibility factor of the mixture of liquid and air are determined at every time step of the calculation, as depending on the arithmetic mean of pressure at the ends of the element.

Mathematical model of a hydraulic local resistance may be presented as a four-pole model of form G, H or Y (figure 1) depending on input and output variables [2, 3].

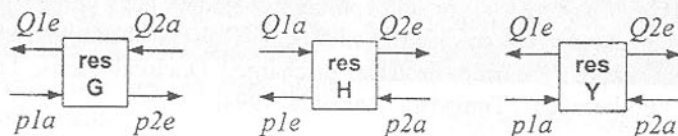


Fig. 1. Hydraulic local resistance four-pole models of form G, H and Y

A mathematical model can be described with linear Rl , square Rt and inertial resistance L . Depending on the kind of hydraulic resistance (round channel, circular axial slot, round orifice, volume flow valve, local hydraulic resistance, four round channels in sequence, device with linear resistance, device with square resistance) and on used parameters various equations are used for calculating the values of Rl , Rt and L .

Mathematical models of fluid volume elasticity may be presented as four-pole models of form G, H or Z (figure 2).

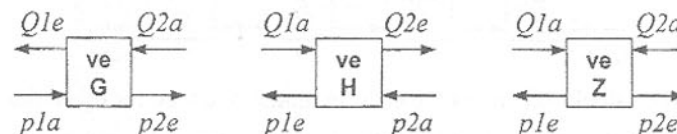


Fig. 2. Fluid volume elasticity four-pole models of form G, H and Z

The models include also the hydraulic local and inertial resistances at the left and right end of the element.

Mathematical model of a tube may be presented as four-pole model of form G, H, Y or Z (figure 3).

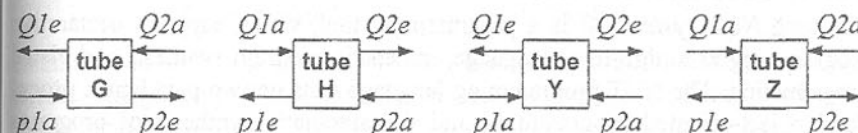


Fig. 3. Hydraulic tube four-pole models of form G, H, Y and Z

Models with lumped parameters are presented in the paper. They consider resistances R , inertias L and volume elasticities C . The structure of a tube four-pole model of form G was build up in sequence $L - R/2 - C - R/2$. The sequence for four-pole model of form H was chosen $R/2 - C - R/2 - L$. For form Y the sequence was $L/2 - R/2 - C - R/2 - L/2$, for form Z was $C/2 - R - L - C/2$.

Simultaneously, hydraulic resistance model takes into account the linear as well as square dependence of the pressure drop from the volume flow. It enables the use of universal equations for laminar and turbulent flow of the liquid. In addition, local hydraulic resistances that directly depend on the tube (bends, connections, elbows, inputs to a vessel, output from a vessel, etc.) are taken into account. Hydraulic linear and square resistance alteration on the flow acceleration is introduced. Coefficients kr_l and kr_t are used for adjustment. To correct the conventional hydraulic linear and square resistance in dynamic process the coefficient kr has been implemented.

If it is necessary to have more detailed structure of the tube model with lumped parameters, we can represent it as consisting of several models of form G or H.

In order to provide correspondence of natural frequency of the tube with lumped parameters to that with distributed parameters the values of L and C have been corrected with the help of coefficient $k = (2/\pi)^{(1/n)}$. Here n is the number of joint similar models of form G or H.

The block scheme of the G-form four-pole model of a tube, which considers R , L and C , is represented on figure 4.

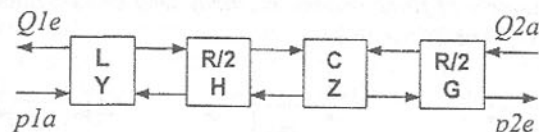


Fig. 4. Block scheme of the G-form model of a tube for dynamics

A universal hydraulic branching off (interface element) with four possible ports is used. The hydraulic branching off mathematical model expresses equation of continuity and the pressure condition. The model determines the output volume flow, when the other input volume flows are given. Also the pressures in ports will be determined, when one input pressure is given.

2 USED SIMULATION TOOL

The used *NUT system* [4] is a programming tool, which supports declarative programming in a high-level language, automatic program synthesis and visual programming. The NUT programming language rests on two paradigms: procedural object-oriented programming and the automatic synthesis of programs from declarative specifications. The NUT system operates on a Sun workstation. The *NUT language* is object-oriented. Concepts in it are specified as classes, and then used either in computations or for specifying new concepts. Automatic synthesis of programs is a technique for the automatic construction of programs from the knowledge available in specifications of classes.

The *NUT graphics* facilities include Graphics Editor, a set of graphics functions in the language, and the Scheme Editor. In order to draw schemes of problem specifications, we must have, for each class, an icon in the palette and an image, which will represent an object in a scheme. So there must be icon and image for every class.

The text of a class consists of different sections specifying superclasses, components, relations and initializations of class components.

The superclass adds pre-defined class together with its characteristics to the current class. Superclasses for multi-pole models are classes specifying "oils" (the basic physical properties of the liquids), "fluids" (the physical properties of fluids at given temperature and pressure) and "tube_super" (resistance, inertia and volume elasticity of the tube). Superclasses for hydraulic chain models are

classes for specifying "process" (for organizing whole calculation process) and "balance" (iteration procedure at the second calculation level).

Components of classes fall into several categories: proper components (all

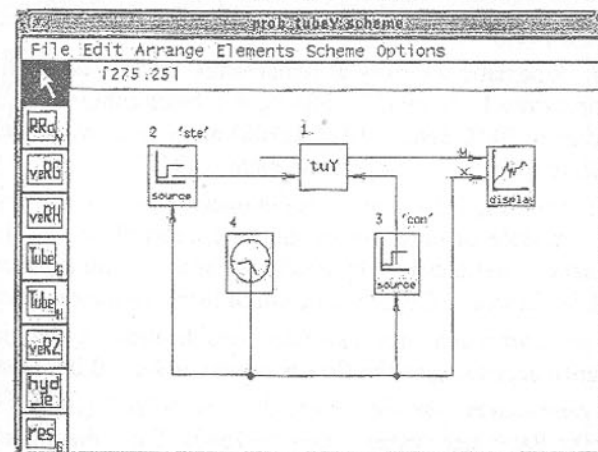


Fig. 5. Scheme window with graphical task setting for the hydraulic tube, using class "prob_tubeY"

instant variables of the models, e.g., all input, output and iteration variables), virtual components (local variables of the models) and aliases (collection commands).

In the *rel-section*, all the relations between components of the multi-pole model are described. Also programs for computing some components from some other components can be specified here.

Initialization enables to give initial values to model components.

Besides four-pole model classes, several supporting classes as "clock" for the time, "source" for the disturbance and "display" for graphical displaying results are specified.

The whole computing process is organized by supporting class "process". State variables are introduced for every hydraulic element concept to characterize the features of the element at the current simulation time step. Simulation process starts from initial state and includes calculation of following state (*nextstate*) from previous states (from *oldstate* and *state*). As a result of simulation final state (*finalstate*) is computed.

Behaviour of variables of hydraulic chain can be displayed in the NUT graphical window.

3 SIMULATION EXAMPLES

3.1 Tube transient response, using class "prob_tubeY"

In the task setting (figure 5) there are the image tuY 1 of tube of four-pole model form Y, the images of pressure disturbances (sources 2 and 3), the clock 4 and a "display" for graphical volume flow output at the right end of the tube.

For simulation the following initial values of parameters were used.

For the fluid: kinematic viscosity at temperature 40 °C $\nu_{40} = 3.1 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$; density at temperature 15 °C $\rho_{15} = 883 \text{ kg/m}^3$; basic compressibility factor of fluid at temperature 20 °C $\beta_{20} = 1/(18.4 \times 10^8) \text{ m}^2/\text{N}$; relative content of undissolved air in fluid $\text{vol} = 0.02$; temperature $\theta = 40 \text{ °C}$.

For the tube: tube length $l = 2 \text{ m}$; inner diameter $d = 0.01 \text{ m}$; wall thickness $s = 0.003 \text{ m}$; module of elasticity of the tube material $E = 2.1 \times 10^{11} \text{ N/m}^2$.

Flow parameters: coefficient of hydraulic friction at laminar flow $AL = 75$; at turbulent flow $\lambda = 0.04$; coefficient of local resistance $\zeta = 4$.

Coefficients for correction that take into consideration: hydraulic resistance $kr = 2$; resistance depending on the flow acceleration $krl = 0.001$, $krt = 0.001$.

Disturbance parameters for the source 2: type = 'ste' (step); initial value $\text{mean} = 5 \times 10^6 \text{ Pa}$; step value $\text{step} = 1 \times 10^5 \text{ Pa}$; disturbance duration $t_{\min} = 0.0005 \text{ s}$; for the source 3: type = 'con' (constant); constant value (by tube model of form G) $\text{mean} = 4.96187 \times 10^6 \text{ Pa}$.

Computing parameters: inverse value of the time step $\tau = 8 \times 10^3 \text{ 1/s}$; amount of computing points $\text{timesteps} = 160$.

The graph of simulated transient response of the volume flow in the right end of the tube is a smoothly rising curve with fade out vibrations (see figure 6).

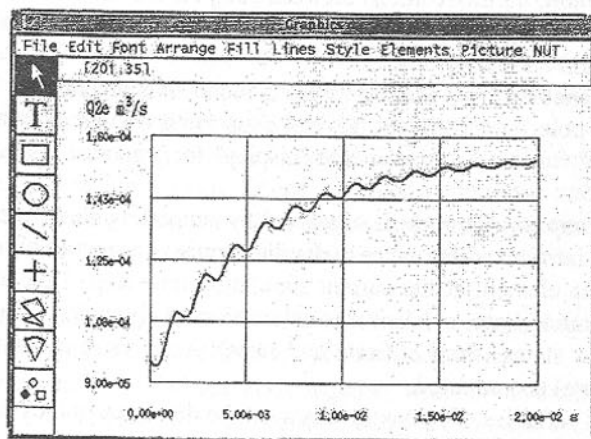


Fig. 6. Graph of transient response (step disturbance) of the volume flow, simulated using the class "prob_tubeY"

3.2 Tube transient response, using class "prob_tubeZ"

Visualized task setting is given on figure 7 and the graph of simulated transient response – on figure 8.

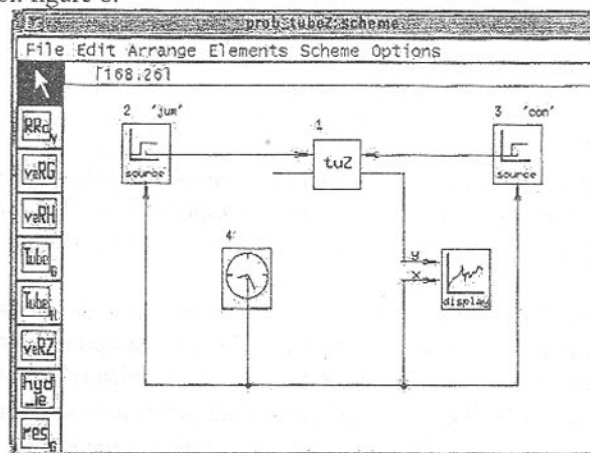


Fig. 7. Scheme window with graphical task setting for the hydraulic tube, using class "prob_tubeZ"

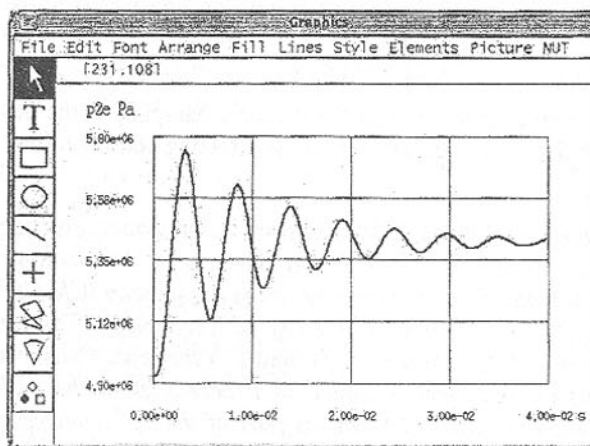


Fig. 8. Graph of transient response (jump disturbance) of the pressure, simulated using the class "prob_tubeZ"

For simulation the initial values of parameters for fluid, tube and flow are the same as for previous example, but the other parameters are different.

Coefficients for correction that take into consideration: hydraulic resistance $kr = 2$; resistance depending on the flow acceleration $krl = 0.02$, $krt = 0.02$.

Disturbance parameters for the source 2: *type* = 'jum' (jump); initial value *mean* = $1e-04$ m³/s; jump value *height* = $5e-05$ m³/s; duration of the jump *dtjum* = 0.001 s; disturbance rise and descend duration *tmin* = 0.0005 s; for the source 3: *type* = 'con' (constant), constant value *mean* = $1e-04$ m³/s.

Computing parameters: inverse value of the time step *tau* = $4e+03$ 1/s; amount of computing points *timesteps* = 160.

CONCLUSIONS

Simulation system of hydraulic chain elements is implemented in the NUT environment. Four-pole models of the elements are described as NUT classes with icons and images. Besides model classes, several supporting classes are specified.

Using visual specification of described multi-pole models one can graphically depict the simulation task. The algorithm and the computing program are automatically composed, after that the program is also automatically performed.

The density, kinematic viscosity and compressibility factor of the mixture of liquid and air are determined at every time step of the calculation, as depending on the medial pressure at the ends of the element.

The models of various local hydraulic resistances are in use. Simultaneously, hydraulic resistance model takes into account the linear as well as square dependence of the pressure drop from the volume flow.

A universal hydraulic branching off with four possible ports is used.

As the unitary mathematical model for dynamic damping of the process in the tube does not exist, it is necessary to adjust affecting coefficient *kr*, *krl* and *krt* for every task.

References: 1. Kajaste, J. Experiences in Simulating Pipeline Dynamics in Large-Scale Mechatronic Fluid Power Systems. In *Proceedings of the 2nd Tampere International Conference on Machine Automation ICMA '98* (Tampere, Finland, Sept. 15-18). Tampere University of Technology, Tampere, Finland, 1998.- p. 789-803. 2. Grossschmidt, G. and J. Vanaveski. Causality of Mathematical Models of Technical Systems. In *Proceedings of the 12th European Simulation Multiconference ESM'98, as part of the 50th anniversary celebrations of the University of Manchester, Simulation - Past, Present and Future* (Manchester, United Kingdom, June 16-19). SCS, Manchester, United Kingdom, 1998.- p. 191-195. 3. Grossschmidt, G. Principles of Modelling and Simulation of Technical Chain Systems. In *Proceedings of the 9th European Simulation Symposium & Exhibition ESS'97, Simulation in Industry* (Passau, Germany, Oct. 19-22). SCS, Passau, Germany, 1997.- p. 705-712. 4. Tyugu, E. The NUT system. Available from <http://www.it.kth.se/labs/se/nut.html>, 1997.

TORSION TESTING

Kliber J. (Faculty of Metallurgy and Materials Engineering, VSB-TU Ostrava, Czech Republic)

Torsion tests can be carried out on most materials to determine mechanical properties such as modulus of elasticity in shear, yield shear strength, ultimate shear strength, modulus of rupture in shear, and ductility and are most frequently carried out on prismatic bars of circular cross section by applying a torsional moment about longitudinal axis. The shear stress versus shear strain curve could be determined from simultaneous measurements of twist of the specimen over predetermined gage length. It enables us to study a deformation behaviour of metallic materials in a widely varying conditions. The following sections discussed the torsional characteristics of prismatic bar of circular cross section and mathematical expressions of stress, strain and strain rate.

The torsion test was generally preferred for assessing flow stress and failure. Torsion samples do not undergo necking or barrelling that are common in uniaxial tension or compression tests. The torsion test is able to provide high equivalent strain rates (but obviously in real plastometric equipment and used type of specimen not exceeded 20 s^{-1}). Its most valuable characteristic consists of a large straining without acting of external friction. On the other hand the obtained results are hardly comparable with other types of experiments if applying the simple methods of their mathematical processing.

Torsion test, with possibility of guarantee the minimum two of the three main thermomechanical parameters, e.g. temperature *T*, strain ϵ , strain rate $\dot{\epsilon}$, is one of the very often and widely used plastometric test. When the schedule for the simulation of the real technological processes is prepared, the reciprocal relation among the higher mentioned strain and strain rate in plastometric experiment and rolling or forging or others must be known.

Traditionally calculation indicates the necessity of the common method revision and the theory of the strain assignation is described in a new form.

Stress at torsion testing

During deformation the effective torque *M* is registered as a function of the angle of twist. From the curve for *M* the flow stress σ (eventually shear stress τ) must be calculated at a given strain rate $\dot{\epsilon}$. Calculating the shear stress is difficult since the torque only gives information through the integral equation

$$M = 2\pi \int_0^a \tau r^2 dr \quad (1)$$

A mathematically rigorous determination of shear stress is therefore only for surface of the specimen ($r = a$). The following equation is given

$$\tau = \frac{3M}{2\pi a^3} \left[1 + \frac{1}{3M} \left(\gamma \frac{\delta M}{\delta \gamma} + \gamma \frac{\delta M}{\delta \gamma} \right) \right] \quad (2)$$

The correct final equation for destination stress in cases of appearing longitudinal force F in the axis of specimen is written in recommended form

$$\sigma = \sqrt{\left(\frac{\sqrt{3} M}{2\pi R^3} \right)^2 (3+n+m) + \left(\frac{F}{\pi R^2} \right)^2} \quad (3)$$

Strain at torsion testing

If the torsion specimens with length L and diameter D (representative diameter $\bar{D} = 2D/3$) has been twisted with constant velocity (speed) in [rev./min], thus the strain rate could have a stable value. On the other hand, if we suppose the falling down dependence N on strain, the strain rate must decline although twisting is constant. The equivalent true strain ε is calculated obviously from the number of twists N

$$\varepsilon = \frac{\pi DN}{L} \quad \varepsilon = \frac{\pi \bar{D} N}{L} \quad (4a), (4b)$$

The only one theoretically right way for describing strain and later strain rate from torsion test becomes from geometry. The background of the solving this problem rises from the idea of plain deformation of circle element typed in square. After twisting the rhomboid occurs and inner circle converts to ellipse with two half-axis

$$a = \frac{1}{2} \left(\sqrt{4 + \tan^2 \alpha} + \tan \alpha \right) \quad b = \frac{1}{2} \left(\sqrt{4 + \tan^2 \alpha} - \tan \alpha \right) \quad \tan \alpha = \frac{\pi DN}{L} \quad (5)$$

The true strain is as

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\ln a)^2 + (\ln b)^2 \right]} \quad (6)$$

This last relationship (6), theoretically new approached, was now compared with some authors "friendly" quoted Eq. (7) with same results

$$\varepsilon = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \operatorname{arcsinh} \frac{\gamma}{2} \quad \gamma = \frac{\pi \bar{D} N}{L} \quad (7)$$

The mean equivalent strain along the cross-section could not be approved on the surface but in representative radius only. This new method makes use of the fact that there is an optimum radial distance for which the strain can be calculated with best possible accuracy. The representative - mean radius is derived as follows

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{\pi R^2} \int_0^R \frac{2\pi RN}{L} \cdot 2\pi RN dR = \frac{2}{3} \frac{2\pi RN}{L} = \frac{2}{3} \varepsilon \quad (8)$$

$$\bar{R} = \frac{2}{3} R \quad \text{and} \quad \bar{D} = \frac{2}{3} D \quad (9)$$

The main equivalent strain is located (from the point of view of deformation spread over the whole cross-section) in the $2/3$ of an outer radius R . At further calculations, the strain and strain rate conditions are related to the $\bar{R}$ - radius.

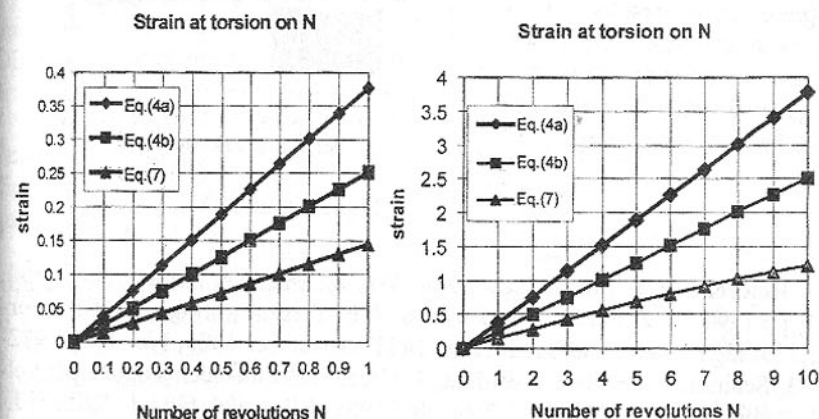


Fig. 1. Strain versus number of revolutions at torsion

Even at these applied small revolutions the difference is not negligible although making use of inner diameter R or representative diameter could slightly approached the curves. The main contrast comes forward at higher applied revolutions when traditionally methods are described by lines but new methods are visualised by bottom curve.

Strain rate at torsion testing

The strain rate is in a general way treated as a constant value when rotational speed is stabile.

$$\varepsilon = \frac{\pi DN}{L} \quad \varepsilon = \frac{\pi \bar{D} N}{L} \quad (10a), (10b)$$

Due to increasing number N for strain rate the slowly falling down curve comes forward and should be mathematically expressed as

$$\varepsilon = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\dot{N}}{N} \arcsin h \frac{\gamma}{2} \quad (11)$$

The most common method enabling us to analyse torsion test result assumes a linear dependence of equivalent (true) strain on number of revolutions (twisting) N . This approach leads to unrepresentative results, especially with relatively high strains. The new proposed problem solution gives a better alignment to real technological processes.

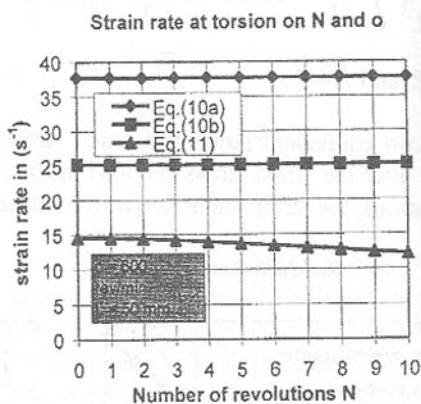


Fig. 2 Strain rate

References: 1. Metals Handbook, Vol. 8. American Society for Metal, 1985, pp.139-184. 2. Pohland, K-Tekkaya, A.E. Torsion testing - plastic deformation to high strains and strain rates. MST, November 1985, No. 1, pp. 972-977. 3. Schindler, I.-Kliber, J.-Bořuta, J. Určení deformačních odporů při velkých deformacích ... Hutnické listy, 40, 1985, č.7, s.480-484. 4. Kliber, J.-Schindler, I.-Židek, M.-Kuře, J.-Bořuta, J.: Utilization of results of torsion tests to establish strain resistances during rolling. Překlad BISI 27474. London 1986, 11 s. 5. Kliber, J.-Petlachová, M.: Simulace válcování plochých vývalků kroutícími zkouškami. In: Sb. Věd. prací VŠB. Ostrava, VŠB 1987, č.1, pp. 235-252. 6. Kliber, J.-Schindler, I.: Description of Stress-strain curves on high temperature deformed steel. In: Int. conf. 5th ISPMA. Praha, MFF UK Praha, August 1990, pp.56. 7. Kliber, J. - Schindler, I.: Determining strain and strain rate of the torsion test... In: Int. Conf. EUROMAT 94, Balaton, Hungary, 30.5 -1.6.1994, Vol. I., pp. 304-308. 8. Kliber, J.-Schindler, I.: Determining strain and strain rate.. In Proc. of 7th Inter. Symposium on Physical Simulation of Casting., Hot Rolling and Welding, Tokyo, Japan. ISBN 4-9900563-1-0, January 1997, pp. 413-416. 9. Kliber, J. Simulation of forming processes by plastometric tests. In

Transactions of the VŠB-TU Ostrava, Metallurgical Series, 1997, No.1. pp. 1-57.

FORMIERUNG DER BEARBEITETEN OBERFLÄCHE BEI DEM SEITENSCHLEIFEN

Mamedov A.M. (Aserbajdschanische TU, Baku, Aserbajdschan)

The improvement of quality of formation of a surface of a detail at grinding is possible by perfection of kinematics of processing. The new scheme of flat grinding by an end face the abrasive of a circle is developed. Theoretical and the experimental researches have allowed to establish efficiency of the new scheme of grinding.

Das Schleifen ist die Hauptmethode zur Feinbearbeitung von Metallen und sichert den Erzeugnissen eine hohe Genauigkeit und eine sehr saubere Oberfläche, wodurch hohe Verschleißfestigkeit und lange Lebensdauer erreicht werden.

Einer dem Schleifvorgange ist das Planschleifen mit der Stirnfläche der Scheibe (Seitenschleifen), das gilt als äusserst produktiv, da die Schleifscheibe die Breite des Werkstücks abdeckt und gleichzeitig eine erhebliche Fläche geschliffen wird [1,2].

Allerdings hat der Schleifprozess auch seine spezifischen Eigentümlichkeiten. Vorläufig ist zu vermerken, dass:

1. Die Koerner auf einer Schleifscheibe haben die Abrundungsradien an den Schleifkornscheiteln und die Schaerfungswinkeln der Schneidkanten verschiedenen;
2. Die Schneidkanten an jedem Schleifkorn sind nicht alle beteiligt am Arbeitsvorgang (Das Schleifkorn kann mit beliebiger Seite schneiden.);
3. Die Schneidkraft beeinflusst nur eine Seite des Schleifkorns.

Die hoch Belastung der Schleifkoerner, die unguenstigen Bedingungen der Span- und Waermeableitung bei dem Seitenschleifen leisten den bedeutenden Einfluss auf die Formierung der bearbeiteten Oberfläche und verringern die Effektivitaet seiner Benutzung [3,4,5].

Dem Studium dieser Besonderheiten des Prozesses wurden die Arbeiten vieler Forscher gewidmet. Doch ist die ungenuegende Aufmerksamkeit auf die Besonderheiten des Seitenschleifens gerichtet, die in der teilweisen Benutzung der Schneidkanten der Vorspruege des Kornes nach seinem Perimeter und den Einfluss des Schleifverfahrens auf die Formierung der bearbeiteten Oberfläche geaeussert werden.

Auf Grund der Analyse der Arbeiten der Forscher ist geoffenbart, dass das prinzipiell kinematische Schema ist einer der Hauptfaktoren, die die Formierung der bearbeiteten Oberfläche beeinflussen [2,3,6,7]. Festgestellt ist, dass man von der Abwechslung der Parameter des kinematischen Schemas die thermische Gespanntheit des Prozesses regeln kann, die Bedingungen der Ableitung des Spanes zu verbessern kann, die Topographie der bearbeiteten Oberfläche zu verbessern kann und die Belastung der Schneidkanten laengs dem Perimeter am Schleifkorn zu versorgen kann [8].

Das neue Seitenschleifverfahren ist entwickelt. Die Hauptforderungen fuer die Durchfuehrung des Schleifens nach dem neuen Verfahren sind die Bildung der Bedingungen der Erhoehung der Bewegungsgeschwindigkeit des Werkstuecks und das Vorhandensein zwei Stufen des Drehens des Schleifscheibes (Bild 1b). Dabei soll die Bedingung erledigt werden:

$$\left. \begin{aligned} V_{R_{\min 1}} &= |V_{s_1} - V_w| \geq [V_{R_{\min}}] \\ V_{R_{\min 2}} &= |V_{s_2} - V_w| \geq [V_{R_{\min}}] \\ V_{s_1} &< V_w < V_{s_2} \end{aligned} \right\},$$

worin: V_s - die Ringgeschwindigkeit des Schleifscheibes; V_w - die Ringgeschwindigkeit des Werkstuecks; $V_{R_{\min}}$ - die minimal Wirkgeschwindigkeit des Schneidens (die resultierende Schnittgeschwindigkeit). $[V_{R_{\min}}] = 8 \div 10 \text{ m/s}$.

Ein Zweck der Forschungsarbeit ist die Untersuchung des Einflusses des neuen Seitenschleifverfahrens auf die Formierung der bearbeiteten Oberfläche.

Die theoretischen und experimentalen Untersuchungen der Effektivitaet des neuen Seitenschleifverfahrens sind in bezug auf das konventionelle Seitenschleifverfahren des Werkstuecks, das die geradlinige hin- und hergehende Bewegung begeht, und das breit verwendet in Industrie (Bild 1a), geleitet.

Es ist der Einfluss des Seitenschleifverfahrens auf die "Front" des Arbeitsteiles der Aktivschleifkoerner untergesucht [8]. Die matematicischen Modelle der Kinematik des einzelnen Kornes sind fuer die verglichenen Schleifverfahrenen aufgebaut. Mit der Benutzung der Computersgraphik sind die graphischen Bilder der Kontaktpuren des einzelnen Kornes bekommen. Es ist der Einfluss der verglichenen Schleifverfahren auf die Waermespeicherung in der Oberfläche des Schleifstuecks bestimmt.

Fuer die Erleichterung der Durchfuehrung der graphischen Analyse ist die Annahme gemacht: der Schnitt am Korn und Werkstueck an der Arbeitsebene haben die Geometrie eines Kreises.

Graphischer und rechnerische Vergleich wurde von den Seitenschleifverfahrenen gebildet.

Konventionelles Verfahren

(Laengs-Seiten-Planschleifen)
schneller

Neues Verfahren

(Laengs-Seiten-Planschleifen mit

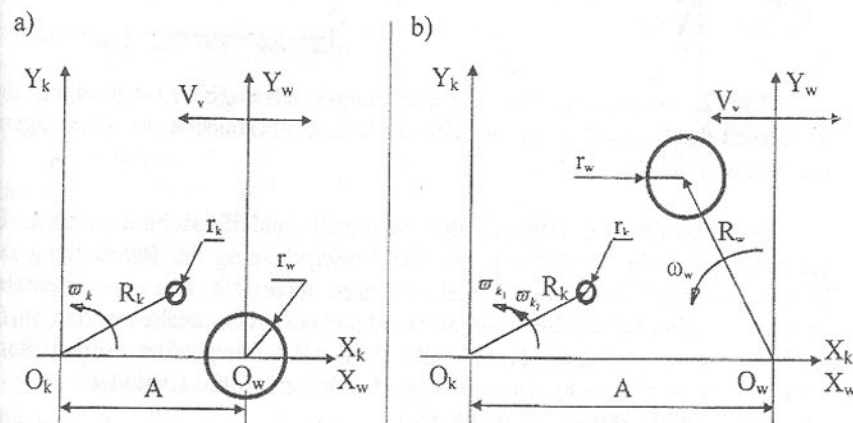
kreisfoermiger Vorschubbewegung)

Bewegungsgleichungen

Die Trajektorie (Beruehrungsbahn) eines Punktes des Schleifkorns beim Schneidritzen wird in den genannten Faellen durch folgendes Gleichungssystem ermittelt:

$$\left. \begin{aligned} X_k &= R_k \cos \omega_k \tau \\ Y_k &= R_k \sin \omega_k \tau \\ X_w &= A - V_v \tau \\ Y_w &= \text{Konstante} \end{aligned} \right\} \quad \left. \begin{aligned} X_k &= R_k \cos \omega_k \tau \\ Y_k &= R_k \sin \omega_k \tau \\ X_w &= A - V_v \tau + R_w \cos \omega_w \tau \\ Y_w &= R_w \sin \omega_w \tau \end{aligned} \right\}$$

Bild 1. Kinematik beim Schleifverfahren



Legende:

R_k - Kornrotationsradius [mm]; V_v - Laengsvorschubgeschwindigkeit (Tischgeschwindigkeit) [m/min]; R_w - Werkstueckrotationsradius [mm]; r_w - Werkstueckschnittradius [mm]; A - Abstand zwischen den Mittelpunkten der Koor-

dinatensysteme $O_k O_w$ [mm]; $X_k O_k Y_k$ - unbewegliches Koordinatensystem auf der Fläche, gebunden mit dem Korn; $X_w O_w Y_w$ - bewegliches Koordinatensystem auf der Fläche, gebunden mit dem Werkstück; ω_k - Umfangsgeschwindigkeit des Korns [m/s]; ω_w - Umfangsgeschwindigkeit des Werkstücks [m/s].

Es wurde erforscht:

1. Die Trajektorie durch die Kornbewegung entlang der Bearbeitungsfläche (Schneidspuren) (Bild 2a);
2. Die Schneidgeschwindigkeit (Absolutwert und Richtung vom Geschwindigkeitsvektor);
3. Die Anteilnahme der Schneidkanten längs dem Perimeter am Schleifkorn im Bearbeitungsvorgang.

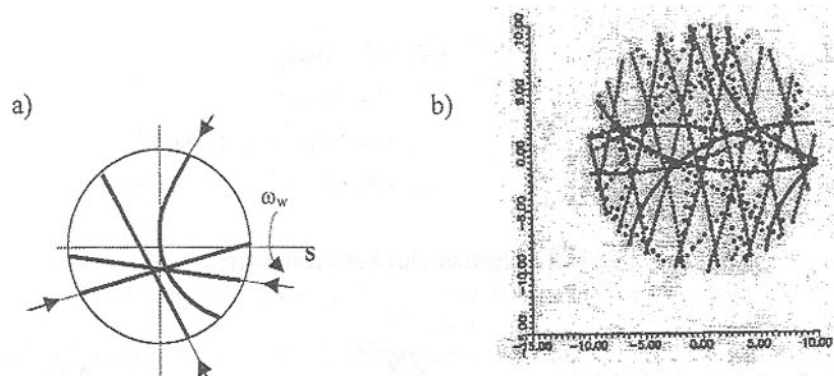


Bild 2. Graphische (a) und Rechnergestützte (b) Ermittlungen der Gesamtheit der Schneidspuren auf der Werkstückoberfläche pro Arbeitsgang beim neuen Schleifverfahren

Die Experimente sind auf der universell Schleifmaschine geleitet. Es wurde die spezielle Vorrichtung für die Verwirklichung der Bearbeitung des Werkstücks nach dem neuen Schleifverfahren hergestellt. Die experimentellen Forschungen sind bei der Bearbeitung der einzelnen Werkstücke aus den Stoffe des Schnellarbeitsstahls, des Hartmetalls und des Kupfers geleitet worden. Beim Schleifen der Werkstücke sind die folgenden Schleifstoffe verwendet:

1. Siliziumkarbid - Hartmetall und Kupfer;
2. Elektrokorund - Schnellarbeitsstahl.

Beim Schleifen der Werkstücke aus dem Hartmetall und dem Schnellarbeitsstahl sind der Verschleiß der Schleifscheibe, die wirksame Kapazität des Schneidens, die Tiefe der strukturellen Veränderungen der Randschicht, die Rauheit und die Abweichung von der Geradlinigkeit der

bearbeiteten Oberfläche untersucht. Beim Schleifen des Kupfers ist nur die Tiefe der strukturellen Veränderungen der Randschicht untersucht.

Auf Grund der theoretischen und experimentellen Untersuchungen ist die folgenden Vorzüge des neuen Schleifverfahrens festgestellt:

1. Das neue Seitenschleifverfahren entwickelt, versorgend kann die maximale Benutzung des Arbeitsteiles der Schleifkörner und die für die Bearbeitung der flachen Oberflächen der Maschinenteile und die Schärfung der schneidenden Werkzeuge verwendet sein [8];
2. Die Schnittgeschwindigkeit erreicht 60 m/s;
3. Die Spuren auf der bearbeiteten Oberfläche haben die verschiedenen Richtungen und stellen das Netz vor (Bild 2);
4. Von den Rechnungen ist die bedeutende Herabsetzung der Schnitttemperatur eingerichtet;
5. Experimental ist die Herabsetzung bestimmt: die Schnittkapazitäten in 2÷5 Male, die Abweichung von der Geradlinigkeit in 2÷8 Male, die Rauheit in 1,2÷1,6 Male, die Tiefe der strukturellen Veränderungen der Randschicht in 3÷6 Male. Doch ist der Verschleiß der Schleifscheibe in 1,1÷1,3 Male erhöht.

Auch braucht man zu bezeichnen, dass bei dem Schleifen nach dem neuen Verfahren die Notwendigkeit in der Benutzung des Kühlmittels fehlt. Dabei ist die Arbeitsoberfläche der Schleifscheibe bis zum zusätzlichen Verschleiß frei von Zerspanprodukten, z.B. Spänen.

Das neue Seitenschleifverfahren des Werkstücks lässt zu, die Produktivität und die Qualität der bearbeiteten Oberfläche zu erhöhen. Es sind einige Empfehlungen entwickelt, die unterstützt werden zur Einführung des neuen Schleifverfahrens in die Industrie beizutragen.

Schrifttum: 1. Salje, E., Paulmann, R.: Grundlegender Vergleich abrasiver Verfahren. Teil 2: Relativbewegungen der Schneidkörner. wt Werkstattstechnik 79 (1989) H.7, S. 365-367. 2. Masslov, E.N. Grundlagen der Theorie des Metallschleifens. Verlag Technik, Berlin 1952. 3. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. - М.: Машиностроение, 1975. - 176 с. 4. Salje, E., Paulmann, R.: Grundlegender Vergleich abrasiver Verfahren. Teil 1: Belastungen von Schneidkörnern. wt Werkstattstechnik 79 (1989) H.6, S. 313-315. 5. Резников А.Н. Теплофизика резания. - М.: Машиностроение, 1969. - 288 с. 6. Koenig, W., u. F. Klocke: Fertigungsverfahren. Band 2. Schleifen, Honen, Läppen (Studium und Praxis). VDI Verlag, 1996. 7. Мовла-заде В.З. Повышение эффективности технологических процессов заточки режущих инструментов. Диссертация ... д.т.н., Баку, 1998. - 315 с. 8. Мамедов А.М. Совершенствование технологической операции плоского шлифования торцом круга. Диссертация ... к.т.н., Баку, АзТУ, 1996. - 186 с.

THE METHOD OF THE STIRRING FOR CONTINUOUS CASTING OF STEEL

Murgaš M., Chaus A.S., Pokusa A.

(Faculty of Material Sciences and Technology, Trnava, Slovakia)

The presented method uses the effects caused by the interaction of the direct magnetic field and direct electric current passing through the continuously cast ingot along its length. It enables to stir the melt in the crystallizer and the residual melt in the ingot's center in the same time. The unit parameters and the results obtained by the first industry application of this method are stated.

Introduction

The control of the primary crystallization is especially topical for steel continuous casting. At the bigger ingot cross-section the melt remains on the length up to a few meters in the central part of the slab and at the 200x200 mm slab it is about 6 m. At a significant drop of the cooling gradient in the secondary cooling zone these defects of the cast material proved especially unfavorable, mainly for steels with the higher content of the carbon and alloying elements. The experience from the continuous casting practice has shown that the metal quality can be substantially improved by the electromagnetic methods. The removal of the coarse cast structure in the central parts of the slab is solved by electromagnetic stirring of residual melt and the melt stirring in the crystallizer improves the slab's surface quality. The high energy consumption of stirring units resulted to the development of the another method generating the stirring movement by the energetically more effective conductive way [1] and stirring the melt in the crystallizer and in the ingot's core simultaneously.

The method of stirring and analysis of the function agents produced by it

The interaction of the direct electric current flowing along the slab length and the electromagnet's direct magnetic field that is normal to the slab axis generates the Lorentz forces used for stirring, as it is illustrated in Fig. 1. The Lorentz force f acting on the conductor, through which the electric current of the density i passes and is exposed to action of the magnetic flux density B , is given by the known relation $f = (i \times B)$.

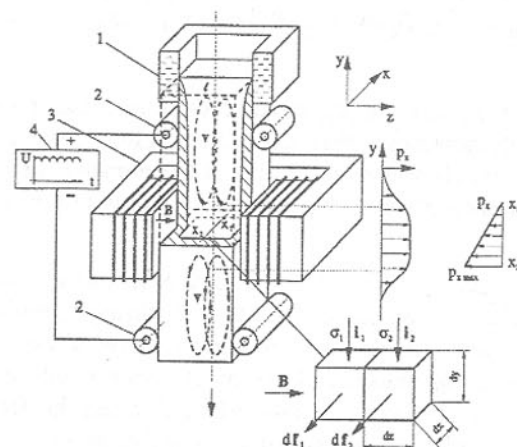


Fig. 1. The Lay-out of the unit: 1- crystallizer; 2- guide rolls; 3- electromagnet; 4- power supply

Because this force is defined as a force per unit of volume (Nm^{-3}), then the elementary force df acting in the volume element with the dimensions dx, dy, dz is given:

$$df = dx dy dz (i \times B) \quad (1)$$

To determine the character of the generated forces, their spatial distribution and their basic effects on the stirring process, the mechanism of the Lorentz forces' action will be analyzed under the conditions showed in Fig. 1. According to the arrangement in Fig. 1, we can consider, with the sufficient precision, that the vectors i and B are perpendicular, and the generated force has only one component df_x ($i, B_z, 0, 0$). This component df_x produces the pressure dp_x on the melt volume element front:

$$dp_x = \frac{df_x}{dy dz} = i_y B_z dx \quad (2)$$

Eq. (2) shows that the magnitude of the developed total pressure depends on the size of the object in the x axis direction in the present case. If the effect of pressure is localized into the region of the melt, bounded by the coordinates x_1 and x_2 in the slab, and we neglect the velocity, the maximum pressure $p_{x \max}$ that contributes to the movement initiation will be under the static conditions:

$$p_{x \max} = \int_{x_2}^{x_1} i_y B_z dx = i_y B_z (x_2 - x_1) + p_0 \quad (3)$$

Taking into account Eq. (3), the generated pressure increases proportionally as the depth of the melt increases in the x axis direction from zero to the maximum value. This approximately triangular profile of the pressure distribution is one from the main factors determining the nature of the flow of the residual melt in the slab.

The title [1] notified that this method brings more other factors taking part in the influence on the solidification process besides the stirring of molten metal. The direct electric current produced by a rectification has always the pulsating component. The pulsating character of the forces does not reduce the efficiency of the stirring motion generation. It positively influences the formation of the macrostructure and suppresses the internal porosity formation.

A pool of liquid steel with the solidification front is not a compact conductor, but electrically, it is a complex of big quantity of free mobile elementary conductors with the different electric conductivity. In consequence, the electric current density and the intensity of generated Lorentz force are distributed non-uniformly in the area of the electromagnet action. As indicated by Fig. 1, through two adjacent elements of the volume with dimensions dx , dy , dz and different electrical conductivity σ_1 and σ_2 the different currents will be passing according to Ohm's law $i = \sigma E$, and according to Eq. (1) the resultant forces df_1 and df_2 having the different magnitudes will also act. Their difference represents the internal force that tries to move both elements against each other and its magnitude is expressed by the relationship:

$$df_1 - df_2 = (\sigma_1 - \sigma_2)(E \times B) dx dy dz \quad (4)$$

Thus, the action of the force is localized in the area where the microvolumes or objects with the different electric conductivity in comparison to their surroundings are occurring, like inclusions, solidifying metal and the melt zone on the solidification front with the higher concentration of the elements. The complex of Lorentz force produces a mechanism that affects effectively the process of the primary structure formation and the distribution of the structure components [2].

The magnetic field alone, till now taken only for an interelement necessary for producing the Lorentz forces, is another factor actively interfering into the solidification process. It shifts the phase transformation temperatures of the primary crystallization of steels toward the lower values and affects their

kinetics entirely by interfering in the thermodynamic conditions of the solidification. The character of influence was investigated by the differential thermal analysis (DTA) and is presented by the experimental results with the technical iron [3] in Fig. 2.

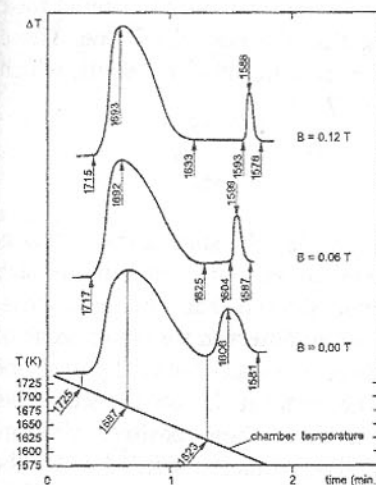


Fig. 2. DTA curves for the technical iron

The influence of the magnetic field proved by the increase in the undercooling and the avalanche course of the phase transformation primary crystallization. These phenomena are also observed in the molten metal solidifying after the modification. After an initial increase of the undercooling comes to the recalescence and the intensification of the phase transformation.

Results of the operation tests

In the plant of ZP Podbrezová, the first industrial application was put into the line for continuous casting of the 200x200 mm slab with one electromagnet installed 0.8 m below the crystallizer [4]. The current supplies were duplicated and realized by the roll segment "0" on the crystallizer in the melt zone and by the first row of the guide rolls over the electromagnet. The second current supply is also realized by two rows of the working rolls situated 0.4 m and 0.8 m below the electromagnet. During the first test only one electromagnet was used. It produced the magnetic field of 0.1 T, the electric current intensity was ranged from zero to 1000 A, when the heat quantity developed in the ingot did not exceed 100 J.s^{-1} . The total energy consumption of the stirring unit was about 8 kW. The tests were done with the steels for the tube production. The chemical composition of steel was (wt. %): 0.1 C - 0.005 S - 0.21 Si - 0.5 Mn. At this stage of work the criterion of estimating was the level of the macrostructure influence. The application of the magnetic field alone did not exert the observable changes in the structure. They were only shown under the simultaneous passage of the electric current of the intensity of above 130 A. The increase of the electric current intensity was proved by the gradual refinement of the columnar grains and by the reduction and refinement of equiaxed grains in the central zone. Applying the electric

current of 800 A, the macrostructure was formed only by the columnar grains without the characteristic zones of the fine crystals on the surface, which are formed on the junction of the melt with the crystallizer, and without the equiaxed grains in the central zone. Next increase of the electric current of above 800 A did not bring the provable higher level of the influence. The metallographic preparation of the samples made from the stirred material took minimally up to 30% longer time of etching than the non-stirred one. These phenomena are characteristic for the steels, but also for other materials, which were solidified by the electromagnetic methods [2, 5].

Conclusions

Although, in the zone of the electromagnet producing the stirring the thickness of the solidified metal was already minimum 20 mm, the tests of the slab material influenced by above described method showed that the whole cross-section of the slab was affected. There could not be observed the typical zone of the fine grains on the slab surface. The structure was formed by the fine columnar grains in the entire cross-section, i.e. without the occurrence of the equiaxed grains zone in the slab's central part. These positive structure attributes can be interpreted by that the undercooled melt solidified under the favorable thermodynamic conditions after leaving the zone of the magnetic field action. An argument for this assumption is also the fact that the electric current of 800 A passing through the slab and the induction of 0.1 T would work the sufficient grade of influence. Under these parameters the stirring velocity is too low for producing the dendrite fragmentation and therefore, the transport function of the molten metal modified by the magnetic field can be attributed to the stirring. The affect of the magnetic field on the temperatures and the kinetics of the solidification can also explain the improvement in quality of the slab surface solidified with the stirring applied in the crystallizer alone. These processes use very low frequencies and the values of the magnetic flux density are sufficient to cause the modifying decrease of the liquid temperature with more favorable kinetics of the solidification. The research was sponsored by the project VEGA No. 1/6187/99.

References: 1. Murgaš M. Hutnické listy 65(1990)12 - p.842-844. 2. Murgaš M. Zváranie 40(1991)10. - p.189-191. 3. Murgaš M., Biacovská, A. Chemical papers 45(1991)6. - p.731-734. 4. Murgaš M., Chaus A.S. Fizika i chimija obrabotki metallov, 1999, No. 5. - p.96-103. 5. Šujanová J., Pokusová M., Pokusa, A. Zváranie 45(1996)12. - p.265-269.

RESEARCH OF THE DEGREE OF HARDENING BY VIBROROLLING

Nagîț Gh., L., Slătineanu L., Dodun O., Rusu B.
(Technical University "Gh. Asachi" of Iași - Romania)

This paper presents some and experimental research to direction of hardening process by vibrorolling. The importance vibrorolling leads to improvements in surface quality in two ways: its geometry and the physico - mechanical properties of the superficial layer of metal. Through cold forming, the material will experience loading to an increase of its micro - hardening.

The research aims to determine the influence of several input variables on hardening degree.

$$\delta = \frac{HV_{final} - HV_{init}}{HV_{init}} \cdot 100\% \quad (1)$$

A plan for experimentation was designed aiming to use a minimal number of tests for a large domain of treatments and for each treatment to enable the measurement of several output variables. Therefore a complete factorial experiment was used taking into account the characteristics of the process and the objectives of research. The pieces used to test the vibrorolling process were made of several types of Romanian steel. For each type the pieces were cut from the same bar. The pieces to be tested were first drilled at a Φ 20 mm diameter whole than cut at 25 mm length. In order to position them on a cylindrical shaft specially designed for the experiment.

Six pieces may be simultaneously placed on shaft and secured against rotation. The shaft and pieces were fixed on a lathe between the points in order to be processed the points in order to be processed the rotation. To enable the comparison between the output parameters of vibrorolling on the shaft were placed five pieces made of a different type of steel. The sixth (usually made of OL60) was vibrorolling using the same parameters as the other five but without the oscillatory movement.

The experiments included the vibrorolling process using both balls and spherical diamond points. Six input parameters were used so the experiment type was 2^6 based on Yates algorithm. The number of simultaneous measurement was chosen according to Romanian Standard STAS 2872/2-86, 3 pieces were used for each point. The statistical analysis used a significance level $\alpha=0.05$. There statistical tests were also used Cochran test for homogeneity of dispersion, Student test to eliminate the insignificant effects and Fisher test to establish if the multiple linear regression is adequately chosen.

The input parameter and their levels are exhibited in table 1.

Table 1 - The level of input parameters used in experimental design

Input parameter Code	SIGNIFICANCE	Level		Unit of measurement
		1	2	
i1	n_{ed} – number of double stroke	350	940	ds/min
i2	d_b , (or r_v) the diameter of balks or spherical radius of diamond point	6.75 (1)	15.85 (3,5)	mm
i3	$2e=1$ – the amplitude of oscillation	0.6	1.6	mm
i4	F – force	100 (20)	600 (60)	N
i5	n – number of rotation	100	400	rev/min
i6	f – feed	0.024	0.132	mm/rev

There materials were used OL60, OLC45 and 18MnCr10. The number of treatments for each materials is $2^6=64$ and the number of pieces required is $64 \times 3=192$. Therefore to process all the types of steel a tool of 576 pieces were needed. In table 2 there are exhibited the experimental results.

Table 2 - Experimental results about hardening degree of vibrorolling

No.	i1	i2	i3	i4	i5	i6	OLC45	OL60	18MnCr10	OLC45	OL60	18MnCr10
1	1	1	1	1	1	1	33.4	33.8	7.13	40.2	41.1	42.3
2	1	1	1	1	1	2	24.3	24.5	25.2	29.3	30.2	30.6
3	1	1	1	1	2	1	33.9	34.1	38.1	41.3	42.8	42.9
4	1	1	1	1	2	2	24.7	25.4	26.2	30.1	31.6	32.8
5	1	1	1	2	1	1	43.4	44.5	46.6	50.2	51.4	52.9
6	1	1	1	2	1	2	34.7	35.4	36.6	41.5	44.3	44.9
7	1	1	1	2	2	1	44.3	45.5	47.6	52.3	53.5	54.3
8	1	1	1	2	2	2	35.6	36.3	38.1	42.7	44.8	45.6
9	1	1	2	1	1	1	28.2	28.6	30	33.5	33.9	33.9
10	1	1	2	1	1	2	20.8	18.6	22.3	22.4	22.8	24.3
11	1	1	2	1	2	1	30	30	30.9	35.6	35.7	36.2
12	1	1	2	1	2	2	21.7	20.9	22.8	22.9	23.3	24.5
13	1	1	2	2	1	1	36.9	36	39.5	42.5	33.1	44.2
14	1	1	2	2	1	2	28.2	29.2	30	30.4	32.2	33.1
15	1	1	2	2	2	1	38.2	38.6	40.4	42.8	35.2	41.2
16	1	1	2	2	2	2	29.1	29.6	30.9	31.2	34.6	35.2
17	1	2	1	1	1	1	34.7	38.6	41.1	42.5	44.7	46.3
18	1	2	1	1	1	2	28.2	30.4	31.5	33.7	35.8	36.8
19	1	2	1	1	2	1	36	40.2	42.8	43.8	44.9	46.4
20	1	2	1	1	2	2	30.4	31.8	33.3	33.5	36.2	37.6

Table 2

21	1	2	1	2	1	1	49.1	50.9	51.4	56.5	58.2	59.3
22	1	2	1	2	1	2	37.4	40.9	41.9	45.1	46.2	47.3
23	1	2	1	2	2	1	52.2	52.3	54.2	57.3	58.9	60.2
24	1	2	1	2	2	2	38.2	41.8	44.2	47	48.1	49.2
25	1	2	2	1	1	1	33.9	33.2	36.6	38.6	42.1	43.4
26	1	2	2	1	1	2	23.9	25.0	27.1	30.2	31.5	32.9
27	1	2	2	1	2	1	35.2	36.2	38.1	39.1	42.3	44.6
28	1	2	2	1	2	2	26.1	27.2	28.5	32.3	33.4	33.9
29	1	2	2	2	1	1	42.6	45.4	45.7	48.1	49.2	51.3
30	1	2	2	2	1	2	33.4	35.0	37.1	37.3	38.3	39.5
31	1	2	2	2	2	1	43.9	46.3	46.6	49.2	49.5	51.9
32	1	2	2	2	2	2	35.2	36.3	38.1	39.5	40.8	40.9
33	2	1	1	1	1	1	37.8	38.6	41.4	45.6	46.7	47.5
34	2	1	1	1	1	2	30	30.9	31.9	36.3	37.2	38.4
35	2	1	1	1	2	1	39.1	39.5	42.8	47.3	47.9	48.3
36	2	1	1	1	2	2	31.3	31.8	33.3	37.2	38.2	39.1
37	2	1	1	2	1	1	54.3	55	59.5	60.5	61.6	62.4
38	2	1	1	2	1	2	42.5	43.6	50	48.3	50.2	51.3
39	2	1	1	2	2	1	55.6	56.8	60.4	62.3	63.5	64.2
40	2	1	1	2	2	2	43.4	44.5	51.4	49.8	51.2	51.4
41	2	1	2	1	1	1	32.2	33.4	35.2	37.3	37.4	38.2
42	2	1	2	1	1	2	22.7	23.6	26.2	28.4	29.9	30.1
43	2	1	2	1	2	1	33.4	34.1	37.7	38.1	39.2	39.3
44	2	1	2	1	2	2	25.1	25.4	27.1	28.8	30.3	30.8
45	2	1	2	2	1	1	47.8	49.1	50.9	55.3	56.8	57.5
46	2	1	2	2	1	2	36.1	37.2	39.5	41.5	42.7	43.4
47	2	1	2	2	2	1	49.1	50	52.3	55.9	57.9	58.1
48	2	1	2	2	2	2	37.3	38.2	40.4	42.6	43.8	45.8
49	2	2	1	1	1	1	41.7	44.5	45.7	50.2	51.3	51.9
50	2	2	1	1	1	2	35.6	36.3	38.5	41.6	42.1	43.6
51	2	2	1	1	2	1	43.9	46.3	47.6	50.8	52.5	53.4
51	2	2	1	1	2	2	36.9	37.7	40.4	42	43.4	44.6
52	2	2	1	2	1	1	60.4	61.3	65.2	67.6	70.2	71.2
53	2	2	1	2	1	2	47.8	49.5	50.4	54.8	55.1	56.2
55	2	2	1	2	2	1	61.2	63.6	66.6	68.1	70.3	71.3
56	2	2	1	2	2	2	48.6	50.9	52.3	55.7	55.2	56.9
57	2	2	2	1	1	1	39.1	39.5	41.9	45.7	46.2	47.3
58	2	2	2	1	1	2	30.4	29.5	31.9	35.2	36.2	37.9
59	2	2	2	1	2	1	40	40.9	42.8	46	47.1	47.8
60	2	2	2	1	2	2	31.7	31.8	33.3	36.3	37.3	38.6
61	2	2	2	2	1	1	55.2	55.0	60.9	60.1	62.1	63.4
62	2	2	2	2	1	2	43.4	44.1	47.7	48.7	49.1	50.1
63	2	2	2	2	2	1	56.5	57.2	61.9	62.4	63.4	64.5
64	2	2	2	2	2	2	44.7	45.4	48.1	49.3	49.9	51.3

Both statistical analysis and array modeling were used in data analysis. A software was used to select the model that has the smallest value of Gauss criteria. The following general models were inferred:

$$\delta = C_{\delta}^o \cdot n^{C_{\delta}^n} \cdot f^{C_{\delta}^f} \cdot F^{C_{\delta}^F} \cdot n_{cd}^{C_{\delta}^{ncd}} \cdot (2e)^{C_{\delta}^{2e}} \cdot d_b^{C_{\delta}^{db}} \quad (2)$$

All the models that approximate the variation of the micro – hardening and the degree of gardening have the same forms. Therefore the value of C_0 has the greatest influence on the degree of hardening. The value of this constant is influenced by both objective type of steel and subjective conditions as the way the tests are conducted.

Material characteristics influence the coefficient from relation (2). Their values increase with a decrease of the hardening level (see table 3).

Table 3 - The coefficients of the mathematical model that depicts the hardening degree

Coefficient	Material					
	OLC45		OL60		18MnCr10	
	Balls	Diamond	Balls	Diamond	Balls	Diamond
C_{δ}^o	0,59	1,01	0,62	1,12	0,63	1,19
C_{δ}^n	$5,17 \cdot 10^{-3}$	$3,12 \cdot 10^{-3}$	$6,52 \cdot 10^{-3}$	$6,34 \cdot 10^{-3}$	$9,28 \cdot 10^{-3}$	$5,43 \cdot 10^{-3}$
C_{δ}^f	-0,039	-0,036	-0,04	-0,045	-0,041	-0,044
C_{δ}^F	$5,06 \cdot 10^{-2}$	0,053	0,051	0,051	0,053	0,048
C_{δ}^{ncd}	$5,95 \cdot 10^{-2}$	0,051	0,056	0,053	0,063	0,057
C_{δ}^{2e}	$-3,91 \cdot 10^{-2}$	-0,042	-0,045	-0,043	-0,044	-0,045
C_{δ}^{db}	$4,35 \cdot 10^{-2}$	0,048	0,052	0,046	0,046	0,057

After models and results were studied, one can assess that a classification of the effects of different factors on the output parameters is possible. For instance, the largest influence on the hardening degree is exerted by the vibration amplitude, which should have low values. The second larger influence is exerted by the indenter's diameter, which should have a maximum value. Note the low influence of the normal load on the surface hardening.

Parameters *rotational frequency* and *feed* have always effect within the process and should be selected at a minimum level, and *vibration frequency* and *normal load* (when the latter is significant) should be selected at maximum levels. Also note the effects of interactions between the indenter's diameter and the vibration frequency, and between the frequency and the amplitude. The explanation consists of that they are the main elements which describe the number of "attacks" of the ball indenter upon a microasperity during the

working stroke and the number of such microasperities included within an "attack". There are no significant effects on the burnish degree exerted by the vibration frequency, but the amplitude, the indenter's feed and the rotational frequency have major influences.

As to mechanical features, one may state that the harder the indenter, the stronger the hardening. In turn, the less harder the indenter, the larger the layer thickness. In that case, the normal load has the strongest effect and the rotational frequency the lowest. The only interaction, which has significant influence on physical-mechanical properties of the surface layer, is that between the vibration frequency and the normal load.

After the models and results study, a classification of the effects of different factors on the output parameters is possible. For instance, the largest influence on the surface roughness is exerted by the vibration amplitude, which should have low values. The second influence is exerted by the indenter diameter, which should have a maximum value. We can note the low influence of the normal load on the surface roughness.

By cold plastic deformation we obtain the improvements of geometrical proprieties of surfaces and of physical – mechanical proprieties. It is possible assurance of a great smoothness degree. The optimisation of cold plastic deformation involve at first the correct choice of input parameter values. To obtain good surfaces quality we must select the rotational frequency of the sample, the indenter's feed and the vibration amplitude at small values, respectively diameter of the indenter, the vibration frequency at great values and forces at values specific to each material. To obtain a strong hardening we must use small values for feeds of indenter and vibration amplitude and great values for forces, vibration frequency and diameter indenter.

The matrix modelling of process output parameters permits the emphasis of significant influences and of interaction among input parameters.

References: 1. Nagî, Gh. - Theoretical and experimental contributions to the vibro-rolling machining. Ph.D. work. Iași, Romania, Technical University. „Gh.Asachi”, 1997 (in Romanian). 2. Șneider, Iu.G. - Eksploatationnîe svoistva detalei s regulearnâm mikroreliefom, Leningrad, URSS: Ed. „Mašinostroenia”, 1982.

HORIZONTAL ELECTROMAGNETIC CASTER FOR CONTINUOUS CASTING OF THE AL-ALLOYS

Pokusová M., Murgaš M., Čaus A. S.

(Faculty of Material Sciences and Technology, Trnava, Slovakia)

The method of calculation of the horizontal electromagnetic caster parameters for the continuous cast strip from the AlSi8.5Cu1 alloy is presented. It starts with the interaction between a magnetic field of an inductor and the molten metal surface at their close air gap, and is based on the theory of the reflection. The criteria for determining the operating frequency limited by the surface tension and the internal motions in a melt pool are analyzed.

Introduction

The classical electromagnetic caster (EMC) of the vertical type has been well applied for casting of the massive ingots, but for casting of the small section, e. g. for shaping of a thin strip, the serious problems are to keep its dimensions. The solution gives till now in practice not used the horizontal type of the EMC that the prognostic works [1] suggest being perspective, but no information about its calculation is stated.

The physical principle of the horizontal EMC function

The schematic view of the horizontal EMC (HEMC) is illustrated in Fig. 1. Its function is based on the balancing of the metallostatic pressure of the melt column by the electromagnetic force action. For the pressure generated by the magnetic field of intensity H_0 in the depth ranged from $z = 0$ to $z = \infty$ below the surface, it is given by [2]:

$$p_m = \int_{z=0}^{z=\infty} \left(\frac{\mu H_0^2}{2\delta} \right) e^{-2z/\delta} dz = \left(\frac{\mu H_0^2}{4} \right) \left[e^{-2z/\delta} \right]_0^\infty = \frac{\mu H_0^2}{4} \quad (1)$$

where, δ is the skin depth of the field $\delta = \sqrt{1/\mu\sigma\pi f}$ (σ is the electric conductivity and f is frequency). This developed pressure has to be in the balance with the metallostatic pressure of the melt pool, being of the density ρ and having the pool of the height h , and this condition is formulated by the equation:

$$\rho gh = \frac{\mu H_0^2}{4} \quad \text{or} \quad h = \frac{\mu H_0^2}{4\rho g} = 3.2035 \cdot 10^{-8} \frac{H_0^2}{\rho} \quad (2)$$

Here, knowing the interactions that occur at a tight air gap between the melt pool and the inductor body is necessary. The magnetic flux density H in the distance R from the conductor, through which the alternating current of the intensity I is passing, is given by the known relation $H = I/2\pi R$. If the conductor flowing by the alternating current I approaches the electrical conductive plane, it induces the current of the reversed direction in this plane. In such case, the value of the magnetic flux density and the space distribution of this magnetic field is determined, according [3, 4], by the interaction between the given conductor and a fictitious one that is its reflected image below the plane of the field permeation.

The analysis of the particular situation when the melt pool approaches the inductor wall will be done in the conditions depicted in Fig. 2.

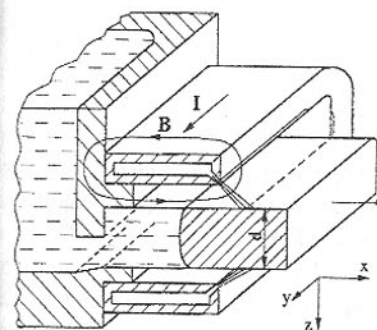


Fig. 1. The schematic view of the horizontal EMC

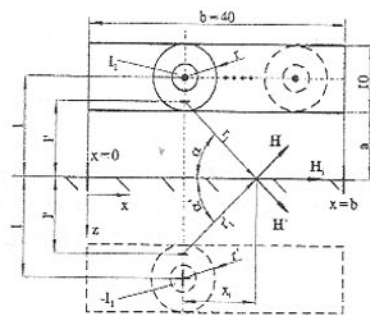


Fig. 2. The interaction of the inductor with the molten metal surface

The interaction between the fields of the inductor and its reflected image causes the shift of the centers of the current passage to each other and the increase of the current density in the inductor wall adjacent to the melt. The inductor dimensions of 10 x 40 mm and the peak value of the current flowing in the inductor of $I=3600$ A ($I_{ef}=2564$ A) were selected for the condition to shape the ingot in the EMC, as it is presented in Fig. 1. At this calculation, the flat inductor is substituted by the set of n elementary conductors of $\varnothing 10$ mm, and in everyone the fictitious current of I/n is flowing, i.e. the corresponding portion from the total current value. Then, the conductor of radius r through that the current I passes in the distance l from the electrical conductive plane of the melt surface produces the equal magnetic field as the conductor of the zero thickness with the equal value of current I , but in the distance l' from the surface, when according [4] it is $l'^2 = l^2 + r^2$. Subsequently, the value of magnetic flux density

H_i on the melt surface will be the vector sum of both components from this conductor H and from its reflected image H' . If the distance of the inductor from the melt is a , when $l = a + r$, the magnitude of the contribution H_i from the preferred element in the distance x_i from the normal line to the surface will be:

$$H_i = \frac{I}{2n\pi r_i} \cdot \sin \alpha + \frac{I}{2n\pi r_i^2} \cdot \sin \alpha = \frac{I}{n\pi} \cdot \frac{\sqrt{(r+a)^2 - r^2}}{(r+a)^2 - r^2 + x_i^2} \quad (3)$$

In the particular point of the melt surface with the coordinate x below the inductor the value of the intensity H_x will be the sum of the contributions H_i from all n fictitious conductors:

$$H_x = \sum H_i = \frac{I}{n\pi} \cdot \sum_{i=\frac{nx}{b}}^{\frac{nx}{b}-n} \frac{\sqrt{a^2 + 2ar}}{a^2 + 2ar + \left(\frac{b}{n}i\right)^2} \quad (4)$$

For the current of 3600 A and the set of the air gap values a in the interval from zero to 25 mm, the values H_x were calculated in the preferred distances from the inductor center to its edges, and they are presented in Fig. 3.

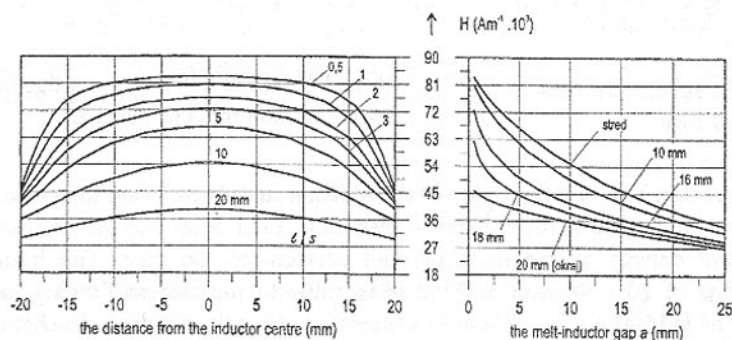


Fig. 3. The course of the magnetic field intensity in the inductor operating space and its dependance on the size of the melt inductor gap

From the course of the curves it is seen that the magnetic field is not homogeneous in the inductor's operating space and falls significantly at its edges. The satisfactory homogeneity of the field is only in the center of the operating space where situating the shaped zone of the melt is necessary. This zone is bounded on one side by the crystallization front position (the line l/s in

Fig. 3) and on the melt inlet side by the channel exceeding approximately of 10 mm into the operating space of the inductor, as it is seen in Fig. 1. The experiments have shown that the air gap of 3 mm ensures the safety function of HEMC also in the case when a small quantity of water floods into the operating gap. From the viewpoint of the technological requirements, the air gap ranged from 4 to 12 mm can be considered as the most favorable because the gradient of the line of the a - H dependance is still sufficient steep to keep the stability of the ingot dimension.

Determination of the EMC operating frequency

As follows from the principle for the electromagnetic forces generation, they do not act on the surface alone, but they are generated in the subsurface layer. The center of their action is in the depth z_c that apportions the molten metal volume on two parts, in which the equal portion from the total value of pressure is generated. To agree with Eq. (1), the 50% of the generated pressure will act in the subsurface layer, in which the value of $\exp(-2z_c/\delta)$ is 0.5, so when $z_c = 0.34668\delta$. In this depth the surface is supported and therefore, the operating frequency of the current flowing in the inductor is the important parameter for the EMC function. It has to be sufficiently high in order to the surface layers did not run down from the wall of the shaped pool and simultaneously, as possible as lowest, because as it increases so the electric energy consumption increases too. The forces of the surface tension take part always in the radial shape of the profile and with electromagnetic ones they form the balance of the forces with the metalostatic pressure of the molten metal column on the melt surface. The surface tension τ shapes the melt prominence into the spherical cap of the radius r and generates the overpressure in it that can overcome the metalostatic pressure produced by the molten metal column h . At the gravitational acceleration g , for the force balance, according [2], the relation $h\rho g = 2\tau/r$ is valid.

To judge the part of the surface tension for the molten metal surface shaping, we start with the situation presented in Fig. 4. It can come when in consequence of an incidental fluctuation of the motion in the melt pool the prominence arises on the melt surface, and the forces of the surface tension shape it into the hemisphere shape. The analysis begins with the simulated conditions when the homogeneous magnetic field acts, so without taking into account the increase of its intensity in consequence of the decrease of the air gap.

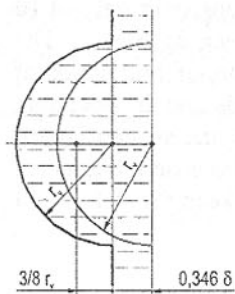


Fig. 4. The prominence at the melt pool periphery

In the area of the prominence arising, the metallostatic pressure is in the balance with the pressure generated by magnetic field, whose the center points of the effect are in the depth of 0.3466δ below the surface in the field permeation direction. The set of the center points forms the spherical cap with the equal radius r_v like the prominence has, but with the center shifted below the plane of the melt pool up to the value of 0.3466δ . In the axis section of the prominence, the surface of the spherical cap in front of the melt pool plane is shaped like a circle arch, in the center of which the summation pressure generated by the field is of use. According to the known relation from the analytic geometry, the center of the circle arc is on its axis in the distance $r_v t/l$ from the center, when t is the length of a chord and l is the length of this arc. The gravity forces act in the hemisphere center of the prominence spaced from the plane of the melt pool about the value of $3/8 r_v$. In order to the melt hemisphere did not tip in the gravity direction, the center of the electromagnetic force action has to be in the distance from the melt pool plane bigger than $3/8 r_v$. In the boundary situation, both centers will be identical $3/8 r_v + 0.3466\delta = r_v t/l$, what is satisfied at $r_v = 0.816\delta$. In the prominence the metallostatic pressure of the melt column of the height $h = 2r_v$ acts and is in the balance with the forces of the surface tension. If into Eq. (7) we substitute $2r_v$ for h and use the dependance of $r_v = 0.816\delta$, at which the centers of the electromagnetic and gravity forces are in the identical position, subsequently for the value of the minimum operating frequency we get the relation:

$$f_{\min} = 0.816^2 \frac{g}{\mu\pi} \frac{\rho}{\sigma\tau} = 1.654 \cdot 10^6 \frac{\rho}{\sigma\tau} \quad (5)$$

After substituting the values of the density ρ , the surface tension τ and the electrical conductivity σ for the particular shaped melt into Eq. (5), we can calculate the critical value of the operating frequency $f_{\min}$, at which the EMC is still functioning.

The experiments done with the Al and PbSn alloy melts in the inductor with the operating frequency of 10 kHz showed the interest phenomenon. The very small volumes of the melt in the ceramic crucibles inserted into the inductor operating space, without regard if it was directed horizontally or vertically, they tended

spontaneously to move into the sides and their surface clearly waved. If in the field permeation direction the melt pool dimensions were increased over the level corresponding to the triple skin depth by the next metal addition, on the melt surface a clear drop of the motion fluctuation was possible to observe. After introducing the empirical condition $d=3\delta$ into the relation for the skin depth, we can determine the lowest usable operating frequency f_d limited by the thickness of the melt pool, when it is valid:

$$d = 3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\mu\sigma\pi f_d}} \quad \text{or} \quad f_d = \frac{2.277 \cdot 10^6}{\sigma d^2} \quad (6)$$

The operating frequency of HEMC (and also EMC) has to be higher or equal as the highest one from a couple of the values limited by the surface tension, $f_{\min}$ and the pool dimension f_d calculated from Eq. (5) and (6).

Conclusions

The presented method of the calculation was successfully applied to design the experimental HEMC for the continuous cast ingot with the section of 150 x 20 mm. The laboratory tests showed the good agreement between the calculated and measured values of the parameters and confirmed the rightfulness of the presented method for the calculation for the unconventional design of EMC. The tests done in the conditions simulating the wide range of the EMC parameters of the horizontal and vertical type confirmed also the agreement between the measured and calculated values and showed so the universality of the suggested method of the calculation. The research was sponsored by the project VEGA No. 1/6187/99.

References: 1. Yoshida M. Tetsu-To-Hagane, No. 3, 1987. - p. 403. 2. Asai S. ISIJ International 29(1989)12. - p. 981. 3. Langer E. Teorie indukčního a dielektrického tepla. Academia Praha, 1979. - 319 p. 4. Kvasnica J. Teorie elektromagnetického pole. Academia Praha, 1985. - 350 p.

MATHEMATICAL MODELING OF A ROUGHNESS EVALUATION PARAMETER AT TURNING

Slatineanu L., Nagîț, Gh., Dodun O. ("GH. ASACHI" TU, Iași, Romania)

The necessity to emphasize the influence exerted by the cutting conditions and geometrical parameters of the tool on the R_a roughness parameter have deter-

mined the initiation of theoretical researches in this field. Taking into consideration only geometrical aspects, we established a theoretical model $R_a = F(f, r_e)$, f being the working feed, and r_e — the corner radius. The experimental researches confirmed the validity of the established mathematical model.

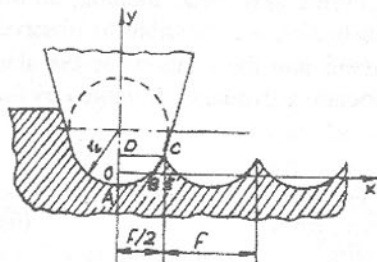


Fig. 1. Scheme for the calculation of the R_a roughness parameter

1. Introduction

It is known that different factors (the cutting conditions, the geometrical parameters of the cutting tool, the properties of the workpiece material, the vibrations etc.) exerts an influence on the roughness of the surfaces obtained by turning. A theoretical model for a roughness parameter (established

taking into account only the geometrical conditions at the profile forming on the machined surface) could be used to emphasize the influence exerted by geometrical parameters of the tool and by cutting conditions on the value of the roughness parameter; on the other hand, a such model could be used as comparison term in evaluation of the influence exerted by the properties of workpiece materials, in the framework of the finishability tests.

Such models are very known especially for the parameter R_z (for example, $R_z = f^2/8r$, f being the working feed, in mm/rev and r_e — the corner radius of the tool); because on the working drawings we often meet values for the R_a parameter (the arithmetical average deviation of the profile), our attention was focussed on the establishing of a mathematical model corresponding to this parameter.

2. Theoretical considerations

In the case of the profile obtained by turning, if the system of the coordinates xOy is disposed as we observe in the figure 1, the size of the R_a parameter will be determined [1, 2] by the relation:

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |y| dx \quad (1)$$

where y is the continuous function which characterizes the effective profile and l represents the length of the surface portion where the roughness is measured. The determination of a relation for the R_a parameter requires the precise knowledge of the position of the mean line of the profile, position determined through the parameter m , defined as the distance between the center of the circle which links the tool point and the mean line (fig. 1).

The arc of the circle that concerns in the solution of the problem is characterized by the relation:

$$y = m - \sqrt{r_e^2 - x^2} \quad (2)$$

The condition that the sum of the squares of distances of the profile points to the mean line should be minimum ($\sum y_i^2 = \min$) pointed out the necessity of satisfying of the relation:

$$F(x) = \frac{2}{f} \int_0^{f/2} y^2 dx = \min \quad (3)$$

By the solving of the integral, we arrive at:

$$F(x) = m^2 + \frac{f^2}{12} - m \frac{\sqrt{4r_e^2 - f^2}}{2} + \frac{2}{f} m r_e^2 \arcsin \frac{f}{2r_e} \quad (4)$$

We obtain the minimum of this expression for that value of m for which the first derivative of the function with the respect to m becomes equal with naught.

$$\frac{\partial F(x)}{\partial m} = 0 \quad (5)$$

Thus, we arrive to the expression of m :

$$m = \sqrt{r_e^2 - \frac{f^2}{4}} + \frac{r_e^2}{f} \arcsin \frac{f}{2r_e} \quad (6)$$

For the determination of the analytical relation which characterized the variation of the R_a parameter between the imposed limits $(0, f/2)$, we can use a more simple procedure (the function y not maintaining its sign on the whole domain $(0, f/2)$, which should complicate the calculation of the proper integral $\int y dx$, using the ratio between the sum of the areas of the surfaces included between the arc of the circle AC and the axis of the absciss and the length $f/2$ of the propre segment placed on the same axis.

It is easy to observe the fact that the profile of the remaining section for a certain length constitutes in

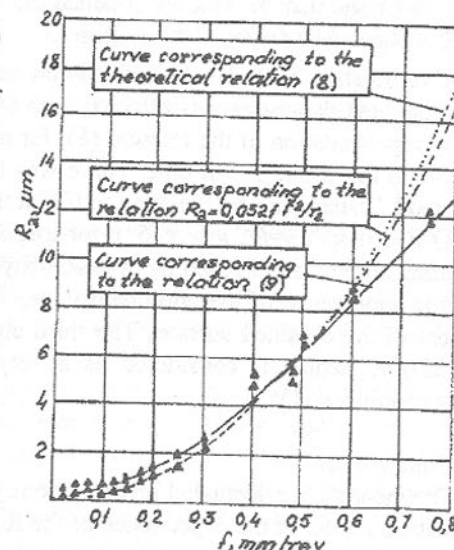


Fig. 2. Graphical comparison of the established theoretical model with other models

fact a repetition of the profile corresponding to a length $l=f/2$. If we use S_1 for the area of the half segment of the circle AOB, and S_2 for the area of the triangle BCE, with a curve side, and S_3 for the area of the quadrilateral OBCD with a curve side, and S_4 for the area of the half segment of the circle ACD and S_5 for the area of the rectangle OECD, we can write that:

$$R = \frac{2}{f}(S_1 + S_2) = \frac{2}{f}[S_1 + (S_4 - S_3)] = \frac{2}{f}[S_1 + S_5 - (S_4 - S_1)]$$

or

$$R_a = \frac{2}{f}(2S_1 + S_5 - S_4) \quad (7)$$

Using corresponding formulas, but expressing the angle in radians, as in the previous relations, we arrive at:

$$R_a = \frac{2r_e}{f} \left(r_e \arccos \frac{m}{r_e} - m \sqrt{1 - \frac{m^2}{r_e^2}} \right) \quad (8)$$

To experimentally study the variation of the roughness with respect to the work conditions, we resorted to the turning of steel samples, at distinct values of the parameters of the cutting conditions and of the corner radius r_e . By mathematical processing of the experimental data in the case of a steel containing 0,4 % C, 1,1 % Cr and 0,25 % Mo, we obtained the relation:

$$R_a = 44,66v^{-0,147} f^{1,556} r_e^{-0,497} \quad [\mu\text{m}] \quad (9)$$

A verification of the analytical relation established for the calculation of the R_a roughness parameter was effected with the diagram in the figure 2. The graphical representation of the relation (8), for a radius $r_e=1,2$ mm corresponds to a curve in the figure 2. An other curve was traced on the basis of a mathematical model established by the relation (9), at the turning with a carbide tipped tool ISO P10 ($\alpha=5^\circ$, $\gamma=6^\circ$, $\kappa=\kappa_1=45^\circ$), for a speed $v=200$ m/min. The use of a high cutting speed was imposed by the necessity of the decrease of the possibility for the appearance of the additional edge, which negatively influences the roughness of the obtained surface. The third curve corresponds to the relation $R_a=0,0321f^2/r_e$, which is considered as a very good approximation for real working conditions [1].

Conclusions

The theoretical effectuated investigations permitted the determination of a mathematical model of the dependence of the R_a roughness indicator on the values of parameters, which characterize the working conditions at the finish turning. The experimental verification confirmed the validity of the mathematical model studied.

References: 1. Boothroyd G., Knight W.A. Fundamentals of Machining and Machine Tools. Second Edition. Marcell Dekker, Inc., New York and Basel, 1991; 2. Mostalyghin, G.P., Tolmacevskii, N.N. Tehnologia mashinostroenia. Moskva: Mashinostroenie, 1990, 288 p; 3. Slătineanu L. Contributions to the machinability study of some Romanian steels (in Romanian). Doctoral thesis. Technical Institute of Iași, Romania, 1980.

DISCRETE MECHANICAL SYSTEM IN MATROID-THEORETIC REPRESENTATION

Wojnarowski Józef *, Zawislak Stanisław **

(* Silesian Technical University, 18 Konarskiego St., 44-100 Gliwice, Poland)

(** Technical University of Łódź, 2 Willowa St., 43-316 Bielsko-Biała, Poland)

In the paper the generalized network conception has been used for modeling of discrete mechanical system. Generalized network is theoretical structure based upon matroid. Some equivalent definitions of matroid and theorems related to spaces of cycles and co-cycles were quoted to establish nomenclature and notions. Graph of mechanical system has been considered. Based upon this explanation, mechanical system and its graph have been analyzed, finally as the generalized network. The method of assigning between mentioned structures is described. Calculation of characteristic equation has been presented.

1. Introduction

There are many algebraic structures used for modeling of physical systems e.g. graphs, hypergraphs, matrices, structural numbers, linear spaces, matroids [5, 7, 8]. Usefulness of these models is undoubted. Application of new object should be compatible with previous ones and should give new approach and new future possibilities.

Matroids are algebraic objects strictly connected with graphs, linear spaces and matrices. They have been widely used for engineering problems among other in modeling of electrical networks and operation research [1, 3]. They can be used to represent systems, as well, causing that some calculations can be made automatically [2]. Based upon standard mathematical background, the considered theory gives elegant, concise and handy method of analysis of discrete mechanical systems. This is practical result of the theory used but what is more important the modeling of systems by means of matroids gives the united theory for discrete mechanical and electrical systems. It is known that the principle of duality does not hold for a network based on graph. This drawback

is overcome due to matroid model. Matroids were successfully applied in the problem of synthesis of electrical systems and probably some methods can be adopted for mechanical systems as well.

In some works, theory of matroids is shortly [10] or widely presented [2, 4, 6]. Underneath several basic definitions and theorems are formulated to cause the considerations are in logical sequence with unified notation.

2. Matroid defined by means of axiom systems

There are several definitions of matroid (see Tab. 1). As it is proved in aforementioned paper, they are equivalent - therefore that can be used which is more proper for problem considered.

To sum up the data presented in Tab. 1 we can state that matroid is fully theoretical object strictly connected with independent sets, cycles, bases. It is a beautiful and simple unification of these structures.

As an example, we can take into account a graph $X = ({}_1X, {}_2X, {}_3X)$. Graph $X = ({}_1X, {}_2X, {}_3X)$ is defined by: ${}_1X$ - a finite set of vertices, ${}_2X$ - a finite set of edges, ${}_3X$ - relationship of incidence, a subset of Cartesian product ${}_1X \times {}_2X \times {}_1X$. As the elements of the family C we can consider the set of basic cycles of the graph X . So defined family fulfils the conditions (C1) and (C2) therefore the pair $({}_2X, C)$ is a matroid denoted by $P(X)$ (circuits are called polygons in some papers) - cycle matroid or polygon matroid.

Table 1 - Definitions of matroid.

Matroid M is a pair (E, J) , where J is nonempty family of subsets of set E , which are called **independent sets**, which fulfil the conditions:

(J1) Empty set is an element of J .

(J2) Every subset of independent set is independent.

(J3) If $I_1, I_2 \in J$ and consist of respectively k and $(k+1)$ elements then such element e exists which belongs to I_2 and does not belong to I_1 for which, the set $I_1 \cup \{e\}$ is independent set.

Matroid M is a pair (E, r) , where r is **rank function** which values are non-negative and discrete. It is established on the family of subsets E and the following axioms are fulfilled:

(R1) $r(\emptyset) = 0$.

(R2) For every $S \subseteq E$ and $e \notin S$, $r(S \cup \{e\}) = r(S) + k$, where $k = 0$ or $k = 1$.

(R3) For every $S \subseteq E$ and $e_1, e_2 \notin S$ if $r(S \cup \{e_1\}) = r(S \cup \{e_2\}) = r(S)$, then $r(S \cup \{e_1, e_2\}) = r(S)$

Matroid M is a pair (E, B) , where B is nonempty family of subsets of set E , which are called **bases**, which fulfil the conditions:

(B1) Any base does not consist as its own subset any other base.

(B2) If B_1 and B_2 are two bases and $e \in B_1$, then such an element $f \in B_2$ exists for which a condition holds that: $(B_1 - \{e\}) \cup \{f\}$ is a base.

Matroid M is a pair (E, C) , where C is a family of subsets of set E , which are called **cycles**, and the following axioms are fulfilled:

(C1) Any element of family C is not a proper subset of any other element,

(C2) Let e_1 and e_2 are two different elements of set E , let C_1, C_2 are such elements of family C , that $e_1 \in C_1 \cap C_2$ and $e_2 \in C_1 - C_2$, then $C_3 \in C$ exists which fulfils the axiom $e_2 \in C_3 \subseteq (C_1 \cup C_2) - \{e_1\}$.

Next example of a matroid is the pair $({}_2X, I)$, where I is a family of basic intersections of the graph X . It fulfils the axioms of the definition therefore it is a matroid, denoted as $Q(X)$ and called co-cycle matroid.

As a conclusion to this chapter we can claim that if one is familiar with the methods of modeling of mechanical systems by means of algebraic objects than application of matroid to modeling is straightforward consequence of the essence of matroid itself.

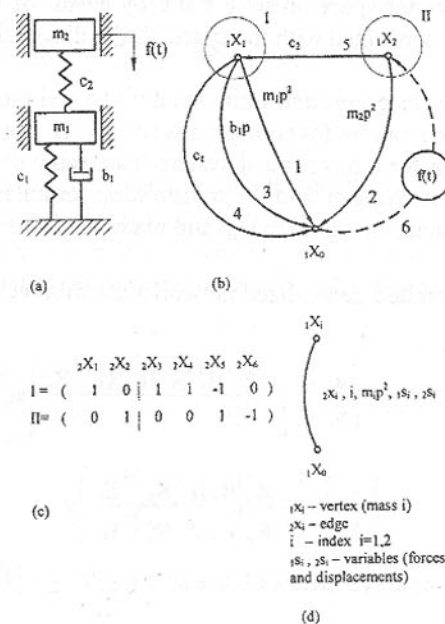


Fig.1. Construction of the Graph

- (a) Scheme of mechanical system; (b) Graph X of mechanical system
(c) Fundamental cuts of graph X; (d) Method of assigning of descriptions and quantities to an edge representing the 'i' mass of the mechanical system.

3. Generalized networks

The definition of a generalized network is presented underneath. Generalized network is defined based upon a finite set E. The set E can be divided in two non-empty subsets: $E = E_b \cup E_c$, $E_b \cap E_c = \emptyset$, $|E| = n$, $|E_c| = r$. One can assign two quantities u_i, v_i to each element of E, so $i = 1, 2, \dots, n$ and quantity d_i where $i = 1, 2, \dots, n-r$ for every element of E_b such that the following condition is fulfilled $v_i = d_i u_i$, where d_i real numbers, for example. One can create a vector space of vectors:

$$u = [u_b, u_c]^T, \quad v = [v_b, v_c]^T, \quad (3.1)$$

where coordinates of vectors u_b, v_b correspond to elements of the set E_b , u_c, v_c to E_c respectively.

Definition of generalized network. Generalized network is considered as a four (M_V, V, D, E) when so called network equations are fulfilled:

$$u \in V, \quad v \in \perp V, \quad v_b = D u_b, \quad (3.2)$$

where: V - regular vector space on set E built by means of e.g. real numbers, M_V - regular matroid connected with the space V , D - diagonal matrix of d_i coefficients.

There are many theorems and formulas derived and proved for the generalized networks which can be found e.g. in work [2]. If we are able to define a generalized network for a mechanical system than usage of all theoretical results is possible for it. We can find the transmitting formulas for so called discrete mechanical systems using matrix D and matrices connected with spaces V and $\perp V$.

For non-degenerated generalized networks the following formulas are derived:

$$u = \begin{bmatrix} u_b \\ u_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -D^{-1} R_b^T [R_b D^{-1} R_b^T]^{-1} R_c \\ I \end{bmatrix} u_c, \quad (3.3)$$

$$v = \begin{bmatrix} v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -R_b^T [R_b D^{-1} R_b^T]^{-1} R_c \\ -R_c^T [R_b D^{-1} R_b^T]^{-1} R_c \end{bmatrix} u_c, \quad (3.4)$$

where: R - is a representative matrix of the space $\perp V$, $R = [R_b | R_c]$ $[R_b | R_c]$

The formula (3.3) and (3.4) give us a method of analysis of the system. Based upon the load u_c all other quantities can be calculated simultaneously using these formulas.

4. Generalized network model of mechanical system

4.1. Graph

We consider so-called discrete mechanical systems [8] e.g. system in which masses can be considered as material points. The method of graph assignment to this system U is well known. System U is represented by means of a five:

$$U = ({}_1X, {}_2X, {}_3X, {}_1f, {}_2f), \quad (4.1)$$

where: $X = ({}_1X, {}_2X, {}_3X)$ is graph; ${}_1X$ - set of vertices corresponding to masses and relative background - ${}_1x_0$; ${}_2X$ - set of edges representing connections between masses e.g. springs, dampers and forces; edges can be divided into the following subsets ${}_2X = {}_2X_b \cup {}_2X_c$, ${}_2X_b \cap {}_2X_c = \emptyset$, ${}_2X_b$ - so called passive edges, ${}_3X$ - relation of incidence in the same meaning like aforementioned, ${}_1f$ - function on ${}_2X$ set of edges, ${}_2f$ - function on ${}_2X_b$ set. Function ${}_1f: {}_2X \rightarrow {}_1S, {}_2S$, where ${}_1S, {}_2S$ sets of generalized coordinates and forces (Fig. 1d). An example is presented in Fig. 1.

There are well known rules for above mentioned model (vertices principle) i.e.:

$${}_2B {}_2S = 0, \quad (4.2)$$

where: ${}_2B$ is a co-cycles (cuts) matrix of the graph X .

The set of such ${}_2S$, which fulfils the equations (4.2), makes vector space denoted by T . This is an expression of well known d'Alembert's principle.

Constraints' equations can be expressed by the formula:

$${}_3B {}_1S = 0, \quad (4.3)$$

where: ${}_3B$ is a cycle matrix of the graph X .

The equations (4.2) and (4.3) are Kirchhoff's laws, which are in force for a mechanical system as well.

4.2. Generalized Network based upon matroid

According to the aforementioned equations, the following formulas are fulfilled:

$${}_2S \in T, \quad {}_1S \in \perp T, \quad {}_1S_b = W {}_1S, \quad (4.4)$$

and so the generalized network $U = (M_T, T, \underline{W}, {}_2X)$ can be assigned to the considered mechanical system [2, 9]. The representative matrix for the space T is matrix ${}_2B$ of the graph X . The formulas (3.3) and (3.4) are therefore in force - replacing matrices $\underline{D}$ to $\underline{W}$ and $\underline{R}$ to ${}_2B$ as well as u, v by ${}_1S, {}_2S$ respectively.

5. Analysis of exemplary system

An analysis of the system presented in Fig. 1 can be performed like underneath.

We consider diagonal matrix $\underline{W}$ from formula (4.4) in the following form:

$$\underline{W} = \begin{bmatrix} 1/m_1 p^2 & & & & 0 \\ & 1/m_2 p^2 & & & \\ & & 1/b_1 p & & \\ & & & 1/c_1 & \\ 0 & & & & 1/c_2 \end{bmatrix}, \quad (5.1)$$

An intersection (cuts) matrix of graph X is presented underneath:

$${}_2B = [{}_2B_b \mid {}_2B_c] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & -1 \end{bmatrix}, \quad (5.2)$$

The matrix $Z = [{}_2B_b \underline{W}^{-1} {}_2B_b^t]$ can be written as follows:

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 1 & -1 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} m_1 p^2 & & & & 0 \\ & m_2 p^2 & & & \\ & & b_1 p & & \\ & & & c_1 & \\ 0 & & & & c_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m_1 p^2 + b_1 p + c_1 + c_2 & -c_2 \\ -c_2 & m_2 p^2 + c_2 \end{bmatrix}, \quad (5.3)$$

Determinant $\det Z$ of this matrix is the characteristic equation of the system as follows:

$$D = m_1 m_2 p^4 + m_2 b_1 p^3 + m_1 c_2 p^2 + m_2 c_2 p^2 + m_2 c_1 p^2 + b_1 c^2 p + c_1 c_2 \quad (5.4)$$

where: $p = i\omega$, $i^2 = -1$ and ω - frequency of eigenvalue oscillations of the system.

Confirmation of the method of analysis can be checked by comparison to results obtained upon differential equations or structural numbers methods what the authors were done and it is presented in our other papers.

6. Final remarks

Matroids especially generalized networks can be assigned to mechanical systems. Some formulas can be obtained automatically based upon the matrices of graph of the system and consequently on generalized network built on this graph. Generalization is interesting for itself but what more interesting graphs, matrices, vector spaces assign to a mechanical system are connected in one compact system which gives useful formulas. The obtain method is alternative to traditional one but it is good to have such a method. Other application of this theory seems to be fruitful, too.

In paper [3] the authors made a review of matroid applications. The area opened are still explored and operation research are next direction of interest eg. [1] - what is the prospective goal for authors of this paper, as well.

References: 1. C. Arbib, D. Pacciarelli, S. Smiriglio, *A three-dimensional matching model for perishable production scheduling*, Discrete Applied Mathematics 92 (1999) 1-15. 2. J. Bruno, L. Weinberg, *Generalized Networks: Networks Embedded on a Matroid*, Part I, Part II, Networks 6 (1976), 53-94, 231-272. 3. M. Iri, S. Fujishige, *Use of Matroid Theory in Operations Research, Circuits and Systems Theory*, Int. J. System Sci., 12, No 1 (1981), 27-54. 4. A. Kaveh, *Matroids in Structural Mechanics*, Computers & Structures, 47, No 1, (1993), 169-174. 5. A. Kaveh, *Graphs, Matroids and Structures*, Proceedings of the First International Conference GRAPHS & MECHANICS, Silesian technical University, Faculty of Mechanical Engineering, Gliwice, Poland, 1993. 6. K. Murota, *Systems Analysis by Graphs and Matroids*, p. 281, Springer-Verlag, New York (1987). 7. O. Shai, K. Preis, *Graph theory representation of engineering systems and their embedded knowledge*, Artificial Intelligence in Engineering 13 (1999), 273-285. 8. J. Wojnarowski, *Application of graphs to analysis of vibrations of mechanical systems* (in Polish), PWN, Wrocław- Warsaw (1981). 9. J. Wojnarowski, S. Zawislak, *Modelling of Mechanical Systems by Means of Matroids*, Preceedings of the Second International Conference GRAPHS & MECHANICS, Silesian technical University, Faculty of Mechanical Engineering, Gliwice, Poland, 1999, 55-56. 10. R.J. Wilson, *Introduction to Graph Theory*, p. 224. PWN SA, Warsaw, 1998 (Polish edition)

СОДЕРЖАНИЕ

Брайлов А.Ю. ПРЕОБРАЗОВАНИЯ КООРДИНАТ ПРОФИЛЯ ИЗДЕЛИЯ	3
Михайлов А.Н., Байков А.В., Дейкун С.А. ВЫБОР ГЕОМЕТРИИ ТОРЦОВОГО ЭЛАСТИЧНОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА	7
Сукманов В.А., Хомичук В.А. ИССЛЕДОВАНИЕ И ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ УСТАНОВОК ДЛЯ СУШКИ МЕЛАНЖА А1-ФМУ	14
Хагг Л.Г., Карпунин Г.Н., Гусак Е.Б. НАДЕЖНОСТЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ МЕХАНООБРАБОТКИ В СВЯЗИ С ВОЗДЕЙСТВИЕМ СТРЕССОГЕННЫХ ФАКТОРОВ НА ОПЕРАТОРА	18
Харченко А.О., Косова Г.Ф., Прокудин А.Г., Косова А.М. АНАЛОГОВОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИКИ АВТОМОБИЛЬНОГО АМОРТИЗАТОРА	23
Хламов М.Г., Зори А.А., Кочин А.Е. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕТОДОМ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ МЕТРОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК АБСОРБИЦИОННОГО МЕТАНОМЕТРА	29
Хремли Т.К., Заплотный А.А., Тищенко Д.И. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА В МАШИНОСТРОЕНИИ НА ОСНОВЕ ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТОИМОСТНОГО АНАЛИЗА	34
Чапала М.Г. СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ НА СОВРЕМЕННОМ УКРАИНСКОМ ПРЕДПРИЯТИИ - ПУТЬ К СЕРТИФИКАЦИИ ПО МЕЖДУНАРОДНЫМ СТАНДАРТАМ	39
Чаус А.С., Покусова М., Мургаши М., Латышев И.В. РАЗРАБОТКА И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЛИТЫХ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ НЕТРАДИЦИОННОГО ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА	44

Чернета О.Г., Коробочка А.Н., Пустовойт А.М. ОСОБЕННОСТИ НАГРУЖЕНИЯ И РАБОТЫ ПОРШНЕВЫХ КОЛЕЦ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СТОРОНА	49
Чернюк О.В., Золотухин В.А., Самсонов А.И. НОВЫЙ ПРОЦЕСС ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКОГО РАЗДЕЛЕНИЯ МЕДНО – СЕРЕБРЯНЫХ СПЛАВОВ В СУЛЬФАТНОМ ЭЛЕКТРОЛИТЕ	53
Чичикало Н.И. ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО - ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОРОД КРОВЛИ В ПРИЗАБОЙНОМ ПРОСТРАНСТВЕ	58
Шамаев В.В., Едемская Е.Н., Ефименко К.Н., Павлыш Э.В. НЕЙРОСЕТЕВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В ЗАДАЧЕ СРАВНИТЕЛЬНОГО АНАЛИЗА В МАШИНОСТРОЕНИИ	64
Шаповал А.Н., Сытник А.А., Федотьев А.Н., Золотарев Г.Р., Федотьев Н.А. НОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПЕРЕРАБОТКИ КОНВЕРСИОННОГО ЛОМА И ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ОТХОДОВ	69
Шарипов Т.А., Беков Д.А., Алибаев Н.Н. ИЗМЕНЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ЗАЗОРА ОТ ПОГРЕШНОСТЕЙ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И МОНТАЖА ЭЛЕМЕНТОВ ЗУБЧАТОЙ ПЕРЕДАЧИ	74
Шевченко Ф.Л., Бочаров С.И. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРОДОЛЬНЫХ СИЛ НА ИЗГИБ ТЕЛЕСКОПИЧЕСКИХ СТРЕЛ	78
Шевченко А.В., Кравец А.М., Джаалук Али ИССЛЕДОВАНИЕ УСТРОЙСТВА ДЛЯ ДРОБЛЕНИЯ СТРУЖКИ	83
Шевченко Ф.Л., Петтик Ю.В., Улитин Г.М., Гуня А.П., Астрахань А.З., Леоненко Е.В. УСТРАНЕНИЕ АВАРИЙ ПРИ ПРОХОДКЕ СТЕВЛОВ БУРОВОЙ УСТАНОВКОЙ СИСТЕМЫ "WIRTH"	86
Шепелев А. А. ГЛУБИННОЕ АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ	93

Шкилько А.М., Гедзь В.А., Доброновский В.Д. ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ ЭКЗОЭМИССИОННОЙ СПЕКТРОСКОПИИ	96
Шкуматов А. Н., Антипов И.В., Ализаев Г.Т., Коробко О.Г. НОВЫЕ СРЕДСТВА МЕХАНИЗАЦИИ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ РАБОТ ПРИ РЕКОНСТРУКЦИИ ШАХТ	103
Шкуматов А.Н. Антипов И.В., Ализаев Г.Т., Коробко О.Г., Сирачев И.Ж. НОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ РАЗДЕЛКИ СОПРЯЖЕНИЙ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК	108
Шматов А.А. НОВЫЕ МЕТОДЫ НАНЕСЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ	112
Щедролосев А.В. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ НАСОСОВ В КАЧЕСТВЕ ИСТОЧНИКОВ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ В УСТРОЙСТВАХ РАЗОГРЕВА ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ.....	116
Юдаев В.Б., Костин Н.С., Бакулин В.Н. ВОЗДЕЙСТВИЕ ИМПУЛЬСНЫХ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ И ТОКОВ НА ДЕТАЛИ И РЕЖУЩИЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ УВЕЛИЧЕНИЯ ИХ РЕСУРСА И НАДЕЖНОСТИ	121
Юрьев Н.И., Мочайло А.Г. ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ГЛУБОКОПОЛОСТНЫХ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПРЕСС-ФОРМ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ	126
Ямников А.С., Бобков М.Н., Шейнин Г.М. ОБРАБОТКА КРУГОВЫХ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КОЛЕС НА МНОГОИНСТРУМЕНТНОМ СТАНКЕ.....	130
Ямников А.С., Федоров Ю.Н., Артамонов В.Д. АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС	134

Ямникова О.А. ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАНИЙ НЕЖЕСТКОГО ВАЛА НА ВЕЛИЧИНУ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ	139
Ярошук И.В., Остапенко Ю.А. ФОРМИРОВАНИЕ БАЗЫ ЗНАНИЙ ЭКСПЕРТНОЙ СИСТЕМЫ В ПРОИЗВОДСТВЕ КИРПИЧА	142
Ящерицын П.И., Полонский Л.Г., Хейфец М.Л., Кухта С.В. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРЯМОГО ВЫРАЩИВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ	147
Польченко В.В, Азуз Талел , Недосекин В.Б., Луцкий С.В. НЕКОТОРЫЕ МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ МУФТ	152
Akopian Ruben EVALUATION OF PNEUMATIC SUSPENSION RELIABILITY WITH USE STATISTICAL METHODS.....	158
Alimov V.I., Sagalevich A.I., Voloshin V.V., Krymov V.N., Sheviakina V.V. STRENGTHENING OF THE CUTTING TOOL FOR MEDICAL PURPOSE.....	163
Bač Stanisław, Feliks Stachowicz THE EFFICIENCY OF SHEET METAL BLANKING PROCESS.....	167
Bălăşoiu S., Bucur P., Neacşu V. ASPECTS REGARDING THE DYNAMICS OF THE FUZE DURING THE FIRING FROM RIFLED GUNS	173
Barkalov A.A., Kovalev S.A. TRAINING OF THE STUDENTS USING AN EXPERT SYSTEM	178
Buchacz A. HYPERGRAPHS IN MODELLING OF SUBSYSTEMS OF MACHINES AS MECHANICAL SYSTEMS WITH BRANCHED STRUCTURE	182

Buchacz A., Dymarek A. SYNTHESIS OF IMMOBILITY OF DISCRETE VIBRATING SYSTEMS FIXED.....	188
Buchacz A., Dzitkowski T. SYNTHESIS OF DISCRETE-CONTINUOUS TORSIONALLY VIBRATING SYSTEMS REPRESENTED BY GRAPHS	192
Čada R. CHANGES OF LOW-CARBON STEEL STRIP FORMABILITY DURING STORAGE	197
Cherecheș T., Ridzi M.C., Ridzi M.E., Neacșu V. VIBROMECHANICAL DIAGNOSIS OF THE GEAR DRIVES	201
Dodun O., Slătineanu L. and Nagîț GH. WIRE ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING OF THE SHARP CORNERS	206
Grossschmidt Gunnar, Vanaveski Jüri, Harf Mait MULTI-POLE MODELLING AND SIMULATION OF HYDRAULIC CHAIN ELEMENTS	210
Kliber J. TORSION TESTING	217
Mamedov A.M. FORMIERUNG DER BEARBEITETEN OBERFLÄCHE BEI DEM SEITENSCHLEIFEN	221
Murgaš M., Chaus A.S., Pokusa A. THE METHOD OF THE STIRRING FOR CONTINUOUS CASTING OF STEEL	226
Nagîț Gh., L., Slătineanu L., Dodun O., Rusu B. RESEARCH OF THE DEGREE OF HARDENING BY VIBROROLLING	231
Pokusová M., Murgaš M., Chaus A. S. HORIZONTAL ELECTROMAGNETIC CASTER FOR CONTINUOUS CASTING OF THE Al-ALLOYS	236

Slătineanu L., Nagîț, Gh., Dodun O. MATHEMATICAL MODELING OF A ROUGHNESS EVALUATION PARAMETER AT TURNING	241
Wojnarowski Józef, Zawislak Stanisław DISCRETE MECHANICAL SYSTEM IN MATROID-THEORETIC REPRESENTATION.....	245

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов
Донецкого государственного технического университета
«Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии, экономические проблемы машиностроения.

7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
 - рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
 - акт экспертизы (один экземпляр);
 - дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.
- Публикация статей в данном сборнике платная.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 14, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.
2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. Название печатать прописными(жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через 1,5 интервала строчными буквами – фамилии и инициалы авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название организаций, название городов, стран (через запятую, центрировать). Через 1,5 интервала – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.pcx, *.dwg размерами не менее 60x60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.
4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы номеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2 - Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.
6. Список литературы должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.
7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.
8. Материалы рукописи представляются без изгибов.
9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.

Образцы оформления материалов:

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П.

(ДонГТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск, Украина, Россия)

The efficient design of assembly machinery is vitally importantas noun description of functions of presented in the paper

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5).

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К.: КПИ, 1985. – 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема. 58, ДонГТУ, Кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел. (022) 93-60-02, факс (0622) 93-60-02

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

<http://www.dgtu.donetsk.ua>

Подписано к печати 03.07.2000г.	Формат 60x84 1/16	Бумага евто OFFICE
Ризографическая печать	Усл. печ. л. 13,06	Усл. кр. отт. 13,41
Уч.-из. л. 14,25	Тираж 300 экз.	Заказ №8

Издательско-полиграфический центр «Технополис»

340000, г. Донецк, пр. Дзержинского, 1