

ВЕСТНИК

Белорусско-Российского университета

*Научно-методический журнал
Издается с октября 2001 г.*

Периодичность – 4 раза в год

3(68) 2020

СОДЕРЖАНИЕ

МАШИНОСТРОЕНИЕ

АМЕЛЬЧЕНКО П. А., ДУБОВИК Д. А., ЖУКОВСКИЙ И. Н. Энергонасыщенные тракторы: структура, производство и потребности АПК Беларуси	5
ДАНИЛОВ В. А., СЕЛИЦКИЙ А. Н. Оценка деформации стружки при точении синусоидальных поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом	14
ДЕМИДЕНКО Е. Ю., КОЗЛОВ А. О., ЖОЛОБОВ А. А. Расчет моментов инерции сечения эвольвентного шлицевого профиля валов	24
ЖИГАЛОВ А. Н., ШАТУРОВ Д. Г., ЖОЛОБОВ А. А., РАНЦЕВИЧ А. С. Влияние геометрических параметров микро-рельефа на передней поверхности твердосплавного лезвийного инструмента и режимов обработки на процесс наростообразования при низких и средних скоростях резания.....	35
КАРПИЕВИЧ Ю. Д. Определение пороговых значений работы трения фрикционных дисков гидроподжимных муфт коробки передач трактора «Беларус».....	48
КУЛЬГЕЙКО М. П., ЛЕПШИЙ А. П., КУЛЬГЕЙКО Г. С. Исследование работоспособности инструмента для магнитно-абразивной обработки плоскостей на базе обобщенной модели магнитного индуктора.....	56

МИНАКОВ А. П., ЛУСТЕНКОВ М. Е., КАМЧИЦКАЯ И. Д., АФАНАСЬЕВ П. В. Волнистость и оценка ее влияния на эксплуатационные свойства деталей машин	65
МИРОНОВА М. Н., АНТОНОВА Е. Н. Управление шероховатостью и формой микрорельефа при упрочняющей пневмоцентробежной обработке отверстий на основе использования функциональных семантических сетей	76
ПРУДНИКОВ А. П., БОДУНОВА А. Д. Силовой и прочностной анализ передачи с фиксированным расположением промежуточных тел качения	86
ТАРАСИК В. П., ПУЗАНОВА О. В. Влияние характеристик управления фрикционами гидромеханической передачи на показатели переходных процессов	97
ШЕМЕНКОВ В. М., МАКОВЕЦКИЙ И. И. Формирование модифицированных поверхностных слоев у инструментальных сталей тлеющим разрядом.....	109
ЮМАНОВ Д. Н., ФУРМАНОВ С. М., СМОЛЯР И. Н., КАМЧИЦКАЯ И. Д., КОРОТЕЕВ А. О. О влиянии параметров режима контактной рельефной сварки с программным управлением мощностью тепловложения на стабильность прочностных показателей соединений.....	118

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

БОРИСОВ В. И., СЕРГЕЕВ С. С., КАЗАЧЕНКО Н. И., ПРОКОПЕНКО Е. Н. Акустическое поле излучения ПЭП в виде прямоугольной зонной френелевской пластинки	130
---	-----

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

КОВАЛЬ А. С., КОНДРАТЕНКО А. Г. К вопросу об энергопотреблении в двигательных и рекуперативных режимах работы в безредукторном электроприводе лифтов	138
---	-----

ЭКОНОМИКА. ЭКОНОМИЧЕСКИЕ НАУКИ

КЛИМОВА Л. А. Оценка конкурентного положения ИПУП АО «Мультипак» на рынке полимерных пленочных материалов	147
--	-----

- Журнал включен в Перечень научных изданий Республики Беларусь для опубликования результатов диссертационных исследований по техническим наукам
- Публикуемые материалы рецензируются
- Подписные индексы: для индивидуальных подписчиков – 00014
для предприятий и организаций – 000142

CONTENTS

MECHANICAL ENGINEERING

AMELCHENKO P. A., DUBOVIK D. A., ZHUKOVSKY I. N. Power-saturated tractors: their structure, production and needs of the Belarusian agro-industrial complex.....	5
DANILAU V. A., SIALITSKIY A. N. Estimation of chip deformation during rotational turning of sinusoidal cylindrical surfaces with a circular tool fitted out of center.....	14
DEMIDENKO E. Y., KOZLOV A. O., ZHOLOBOV A. A. Calculating moments of inertia for the involute spline profile of shafts	24
ZHIGALOV A. N., SHATUROV D. G., ZHOLOBOV A. A., RANTSEVICH A. S. Influence of geometric parameters of a microrelief of carbide-tipped tool's front surface and Processing conditions on build-up formation at low and medium cutting speeds	35
KARPIEVICH Y. D. Determining threshold values for frictional work of friction disks of hydraulic clutches used in the BELARUS tractor gearbox.....	48
KULGEIKO M. P., LEPSHIY A. P., KULGEIKO G. S. Research on operability of a tool for magnetic abrasive processing of planes based on the generalized model of a magnetic inductor	56
MINAKOV A. P., LUSTENKOV M. E., KAMCHITSKAYA I. D., AFANASIEV P. V. Waviness and estimation of its effect on the performance properties of machine components.....	65
MIRONOVA M. N., ANTONOVA E. N. Control of roughness and microrelief form during strengthening pneumocentrifugal processing of apertures using functional semantic networks	76
PRUDNIKOV A. P., BODUNOVA A. D. Power and strength analysis of transmission with fixed arrangement of intermediate rolling bodies.....	86
TARASIK V. P., PUZANOVA O. V. Effect of characteristics Controlling friction clutches of hydromechanical transmission on indicators of transient processes.....	97
SHEMENKOV V. M., MAKOVETSKY I. I. Formation of modified surface layers in tool steels by glow discharge.....	109

YUMANOV D. N., FURMANOV S. M., SMOLAR I. N., KAMCHITSKAYA I. D., KOROTEYEV A. O. On the effect of parameters of resistance projection welding mode with prog- rammed control of heat input power on the stability of strength indicators of joints.....	118
---	-----

INSTRUMENT MAKING

BORISOV V. I., SERGEEV S. S., KAZACHENKO N. I., PROKOPENKO E. N. Acoustic radiation field of piezoelectric transducers in the form of a rectangular Fresnel zone plate.....	130
---	-----

ELECTRICAL ENGINEERING

KOVAL A. S., KONDRATENKO A. G. On energy consumption under motoring and regenerative modes of operation in gearless elevator electric drives.....	138
--	-----

ECONOMICS. ECONOMIC SCIENCES

KLIMOVA L. A. Assessment of competitive position of IPUP JSC «Multipak» in the market of polymer film materials.....	147
--	-----

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 629.366

П. А. Амельченко, Д. А. Дубовик, И. Н. Жуковский

ЭНЕРГОНАСЫЩЕННЫЕ ТРАКТОРЫ: СТРУКТУРА, ПРОИЗВОДСТВО И ПОТРЕБНОСТИ АПК БЕЛАРУСИ

UDC 629.366

P. A. Amelchenko, D. A. Dubovik, I. N. Zhukovsky

POWER-SATURATED TRACTORS: THEIR STRUCTURE, PRODUCTION AND NEEDS OF THE BELARUSIAN AGRO-INDUSTRIAL COMPLEX

Аннотация

Рассмотрены назначение, особенности и параметры энергонасыщенных сельскохозяйственных тракторов, структура и объёмы их производства в Республике Беларусь, структура и состояние тракторного парка агропромышленного комплекса (АПК) страны и пути их совершенствования. Выявлены основные недостатки тракторного парка АПК, установлены наиболее вероятные причины этих недостатков, предложены пути их устранения.

Ключевые слова:

тракторы, единичная эксплуатационная мощность, удельная энергонасыщенность, средняя рабочая скорость, производство, агропромышленный комплекс, тракторный парк.

Abstract

The paper considers the purpose, features and parameters of power-saturated agricultural tractors, the structure and volumes of their production in the Republic of Belarus, the structure and state of the tractor fleet of the agro-industrial complex (AIC) of the country and the ways of their improvement. The main problems of the AIC tractor fleet are revealed, the most probable causes of these problems are identified, and the ways of their elimination are proposed.

Keywords:

tractors, unit operating power, specific power saturation, average operating speed, production, agro-industrial complex, tractor fleet.

Как энергетические средства для дальнейшего повышения производительности труда в растениеводстве на стыке 70–80-х гг. прошлого века появились энергонасыщенные тракторы. До настоящего времени они продолжают занимать все большее распространение в модельных рядах тракторов ведущих производителей. Повышение энергонасыщенности обеспечивается за счет наращивания мощности двигателей тракторов, а также дополнения модель-

ных рядов гусеничными тракторами нового технического уровня, близко унифицированными с колесными моделями аналогичной мощности [1]. При этом мировые производители тракторной техники продолжают поисковые исследования и интенсивные НИОКР по проработке концепции сельскохозяйственного трактора с двигателем мощностью свыше 500 л. с.

Энергонасыщенные тракторы предназначены для агрегатирования с

комбинированными многооперационными агрегатами, в состав которых входят сельскохозяйственные машины с активными рабочими органами [2]. В этих тракторах мощность двигателя резервируется для её постоянного отбора на привод активных рабочих органов сельхозмашин и при штатной эксплуатационной массе трактора не может быть полностью реализована в тяговом режиме работы. При этом трактор из тягового превращается в тягово-приводной [3].

Целью настоящей работы явилось исследование соответствия структуры и объёмов производства энергонасыщенных тракторов в Республике Беларусь структуре и объёмам потребности сельскохозяйственных организаций АПК страны, выявление основных недостатков тракторного парка АПК, установление наиболее вероятных причин этих недостатков и выработка предложений по их устранению.

Энергонасыщенные тракторы характеризуются двумя основными параметрами – единичной эксплуатационной мощностью N_{ε} и удельной энергонасыщенностью [4, 5]. Последняя определяется из выражения

$$\mathcal{E}_T = \frac{N_{\varepsilon}}{m_{\varepsilon} \cdot g}, \quad (1)$$

где m_{ε} – штатная эксплуатационная масса трактора (без балласта); g – ускорение свободного падения.

Величина удельной энергонасыщенности $\mathcal{E}_T$ (1) имеет размерность кВт/кН = м/с и представляет собой условную теоретическую скорость движения трактора под воздействием мощности N_{ε} при преодолении суммарного сопротивления движению, равного сцепной силе (весу) $G_C = m_{\varepsilon} \cdot g$.

Определим взаимосвязь удельной энергонасыщенности трактора с важнейшими эксплуатационными параметрами его движения – рабочей ско-

ростью V_P и номинальным тяговым усилием $P_{крН}$:

$$\begin{aligned} V_P &= \frac{N_{\varepsilon} \cdot \eta_{T \max}}{P_{крН}} = \\ &= \frac{N_{\varepsilon} \cdot \eta_{T \max}}{m_{\varepsilon} \cdot g \cdot \varphi_{крН}} = \mathcal{E}_T \cdot V_{\deltaн}, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\eta_{T \max}$ – максимальный тяговый КПД; $\varphi_{крН}$ – номинальное значение коэффициента использования сцепной силы на крюке; $V_{\deltaн}$ – номинальное значение безразмерной скорости движения

трактора, $V_{\deltaн} = \frac{\eta_{T \max}}{\varphi_{крН}}$.

Для энергонасыщенных тракторов «Беларус» максимальный тяговый КПД $\eta_{T \max} = 0,625$, номинальное значение коэффициента использования сцепной силы на крюке $\varphi_{крН} = 0,4$, и, соответственно, номинальное значение безразмерной скорости движения трактора $V_{\deltaн} = \frac{0,625}{0,4} = 1,5625$ [5].

Выражение (2) позволяет определить границу удельной энергонасыщенности, при которой трактор из тягового превращается в тягово-приводной. За граничное значение удельной энергонасыщенности $\mathcal{E}_{ТГ}$ можно принять то значение, при котором реализуется номинальное тяговое усилие трактора $P_{крН}$ на средней рабочей скорости $V_{СР}$ наиболее энергоёмкой почвообрабатывающей операции – пахоте.

На пахоте величина рабочих скоростей может изменяться в интервале значений от $V_{p \min} = 6$ км/ч до $V_{p \max} = 12$ км/ч [6]. При этом численное значение средней рабочей скорости $V_{СР}$ трактора равно 9 км/ч (2,5 м/с).

Следовательно, граничная энергонасыщенность определится отношением значения средней рабочей скорости $V_{СР}$

к номинальному значению безразмерной скорости движения трактора $V_{бн}$:

$$\mathcal{E}_{ТГ} = \frac{V_{CP}}{V_{бн}} = \frac{2,5}{1,5625} = 1,6 \text{ кВт/кН.} \quad (3)$$

Все сельскохозяйственные тракторы по удельной энергонасыщенности можно разделить на три группы:

- 1) малой удельной энергонасыщенности $\mathcal{E}_{ТМ}$;
- 2) средней удельной энергонасыщенности $\mathcal{E}_{ТС}$;
- 3) высокой удельной энергонасыщенности $\mathcal{E}_{ТВ}$.

В основу такой градации положен интервал значений рабочих скоростей V_P на пахоте от 6 до 12 км/ч, разделенный на три скоростные группы: (7 ± 1) , (9 ± 1) и (11 ± 1) км/ч $((1,94 \pm 0,28)$; $(2,5 \pm 0,28)$ и $(3,06 \pm 0,28)$ м/с) [7]. При этом града-

ция сельскохозяйственных тракторов по удельной энергонасыщенности будет иметь вид, соответствующий табл. 1.

Первыми энергонасыщенными тракторами «Беларус» стали колесные тракторы МТЗ-100 мощностью 100 л. с. и массой 3 750 кг (рис. 1, а) и МТЗ-142 мощностью 150 л. с. и массой 4 800 кг (рис. 1, б), которые были созданы ГСКБ Минского тракторного завода в конце 70-х гг.

Впоследствии на основе тракторов МТЗ-100 и МТЗ-142 ГСКБ Минского тракторного завода были разработаны и освоены в производстве тракторы серии 1000 (рис. 2, а), серии 1200 (рис. 2, б), серии 1500 (рис. 2, в) и серии 2000 (рис. 2, г) тяговых классов 1,4; 2,0 и 3,0 [9].

Табл. 1. Градация тракторов по удельной энергонасыщенности

Группа удельной энергонасыщенности трактора	$\mathcal{E}_{ТМ}$, кВт/кН
Малая $\mathcal{E}_{ТМ}$	1,067...1,422
Средняя $\mathcal{E}_{ТС}$	1,423...1,777
Высокая $\mathcal{E}_{ТВ}$	1,778...2,133

а)



б)



Рис. 1. Тракторы модели МТЗ-100 (а) и МТЗ-142 (б) [8]

а)



б)



в)



г)



Рис. 2. Тракторы «Беларус» серии 1000 (а), серии 1200 (б), серии 1500 (в) и серии 2000 (г) [10]

В настоящее время к энергонасыщенным тракторам принято относить тракторы с единичной эксплуатационной мощностью $N_{\text{э}} = 150$ л. с. (110 кВт) и выше. Технические характеристики белорусских современных сельскохозяйственных тракторов приведены в табл. 2.

В практике эксплуатации энергонасыщенных тракторов при отсутствии необходимых комбинированных агрегатов с активными рабочими органами и для реализации всей эксплуатационной мощности трактора в тяговом режиме работы приходится применять балластирование и спаривание ведущих колес. Это повышает эксплуатационную массу трактора до 20 % и выше её штатного значения по ТУ, снижает реальную энергонасыщен-

ность и превращает тягово-приводной трактор в тяговый.

Эксплуатация энергонасыщенных тракторов в тяговом режиме экономически и энергетически неэффективна. В МТА мощность трактора к агрегируемым сельхозмашинам может подводиться через тягово-сцепное устройство и (или) через вал отбора мощности (ВОМ). В первом случае мощность передается с тяговым КПД ($\eta_{T\text{max}} = 0,625$) [11], а во втором – с КПД привода ВОМ, который у тракторов «Беларус» $\eta_{\text{ВОМ}} = 0,94...0,96$ или в 1,5 раза больше $\eta_{T\text{max}}$.

Таким образом, отбор мощности на привод активных рабочих органов повышает общий КПД трактора. В тяговом режиме работы общий КПД тракто-

ра равен тяговому КПД, а в тягово-приводном режиме – общему КПД трактора [12]:

$$\eta_{TP} \approx \eta_T \cdot (1 - \gamma_0) + \eta_0 \cdot \gamma_0, \quad (4)$$

где γ_0 – относительная величина отбора мощности, $\gamma_0 = \frac{N_0}{N_3}$; η_0 – КПД при-

вода ВОМ; N_0 – мощность, расходуемая на привод ВОМ.

В табл. 3 приведены максимально возможные значения общего КПД трактора, подсчитанные по выражению (4) при максимальном значении тягового КПД и различных относительных величинах отбора мощности.

Табл. 2. Технические характеристики тракторов «Беларус» серийного и опытного производства

Модель	Заявленный тяговый класс по ТУ	$N_{\text{дв}}$, кВт	m , кг	$P_{\text{крп}}$ при $\eta_{T\text{max}}$	$\mathcal{E}_H$, кВт/кН	Реализованная расчётная скорость при $\eta_{T\text{max}}$, м/с (км/ч)
512	1,4	41,9	3640	14,56	1,151	1,8 (6,47)
522	1,4	45,6	3640	14,56	1,253	1,96 (7,05)
82.1	1,4	59,6	4100	16,4	1,454	2,27 (8,18)
892	1,4	65,4	4250	17	1,539	2,40 (8,66)
922	1,4	65,4	4300	17,2	1,521	2,38 (8,56)
923	1,4	65,4	4500	18	1,453	2,27 (8,17)
1021	1,4	73,5	4675	18,7	1,572	2,46 (8,84)
1025	1,4	77	4675	18,7	1,647	2,57 (9,26)
1126	1,4	77	4635	18,54	1,661	2,60 (9,34)
1220	2	90	5500	22	1,636	2,56 (9,20)
1221	2	95,6	5570	22,28	1,716	2,68 (9,65)
1222	2	100	6240	24,96	1,6	2,5 (9,00)
1223	2	95,6	6000	24	1,593	2,49 (8,96)
1523	3	110,3	6000	24	1,838	2,87 (10,34)
1523 (балласт)	3	110,3	7200	28,8	1,532	2,39 (8,62)
1525	3	109	6000	24	1,817	2,84 (10,22)
2022	3	154,4	7290	29,16	2,118	3,31 (11,91)
2022.3	3	156	7290	29,16	2,14	3,34 (12,04)
2022.4	3	168	7290	29,16	2,304	3,6 (12,96)
2422	4	156	8370	33,48	1,864	2,91 (10,48)
2422 (балласт)	4	156	9570	38,28	1,63	2,55 (9,17)
2522.1	5	195	11500	46	1,695	2,65 (9,54)
2822ДЦ	5	205	11500	46	1,783	2,78 (10,03)
3022.1	5	220,6	11500	46	1,918	3,00 (10,79)
3022ДЦ	5	223	11500	46	1,939	3,03 (10,91)
3522	5	275	12300	49,2	2,115	2,30 (11,9)
3522 (балласт)	6	275	13800	55,2	1,993	3,11 (11,21)

Табл. 3. Максимально возможные значения общего КПД трактора

γ_0	0	0,15	0,30	0,45	0,5	0,6	0,7
η_{TP}	0,625	0,675	0,7255	0,7757	0,7925	0,826	0,8595

В настоящее время машиностроительный комплекс Республики Беларусь производит энергонасыщенные тракторы тяговых классов 3, 4, 5 и 6 с двигателем мощностью от 150 до 450 л. с. (110...330 кВт). Однако их количественное производство не может удовлетворить современные потребности АПК республики.

Так, в планах производства сельскохозяйственных тракторов на 2019 г. предусматривалось поставить в страны СНГ, включая Республику Беларусь, 19 257 тракторов (рис. 3), в числе которых энергонасыщенные тракторы со-

ставляли 1 317 ед. или 6,7 %. В общем количестве энергонасыщенных тракторов тракторы тягового класса 3 (серии 1500 и 2000) составили 839 ед. или 63,7 %, тракторы тяговых классов 5 и 6 (серии 3000, 3500 и 4000) – 478 ед. или 36,295 %. При этом тракторов тягового класса 2 (серия 1200) планировалось произвести 2 759 ед. или 14,327 %, тракторов тягового класса 1,4 (серии 800, 900 и 1000) – 14 223 ед. или 73,859 %, тракторов тяговых классов 0,6–0,9 (серии 200, 300, 400 и 600) – 958 ед. или 4,868 %.



Рис. 3. Диаграмма производства тракторов в Республике Беларусь для поставок в страны СНГ в 2019 г.

Такая структура производства тракторов в «МТЗ-Холдинг» отражается на структуре тракторного парка АПК Беларуси.

По данным [13], в структуре тракторного парка АПК (рис. 4) энергонасыщенные тракторы тяговых классов 5–6 с мощностью двигателя 250 л. с. и бо-

лее составляют 18,2 % (7,2 тыс. ед.), тракторы тяговых классов 3–4 с мощностью двигателя 150...180 л. с. – 3,3 % (1,3 тыс. ед.), тракторы тягового класса 2 с мощностью двигателя 120...130 л. с. – 21,9 % (8,7 тыс. ед.). Основной состав тракторного парка АПК составляют тракторы тяговых

классов 0,6–1,4 с мощностью двигателя 30...100 л. с. – 56,6 % (22,4 тыс. ед.).

Основным поставщиком тракторов для белорусского АПК является «МТЗ-Холдинг», на долю которого приходится 94,8 % (37,4 тыс. ед.) всего тракторного парка сельскохозяйственных организаций Республики Беларусь (рис. 5). Остальная часть тракторов

(5,2 %, 2,1 тыс. ед.) поставлена в республику из России (С-ПТЗ, 2,7 %, 1,1 тыс. ед.), стран дальнего зарубежья («Джон Дир», «Фенд», «Нью-Холланд», 2,5 %, 1 тыс. ед.). Все поставленные белорусским сельскохозяйственным организациям зарубежные тракторы имеют тяговый класс 5 или 6 (рис. 6).

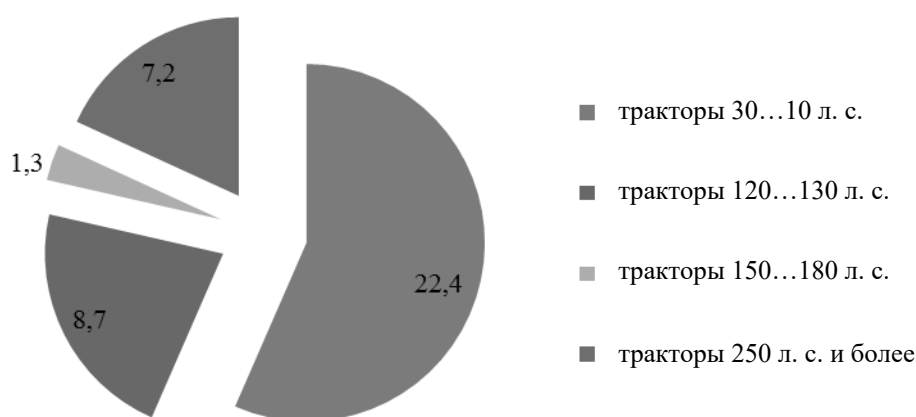


Рис. 4. Диаграмма тракторного парка АПК Республики Беларусь

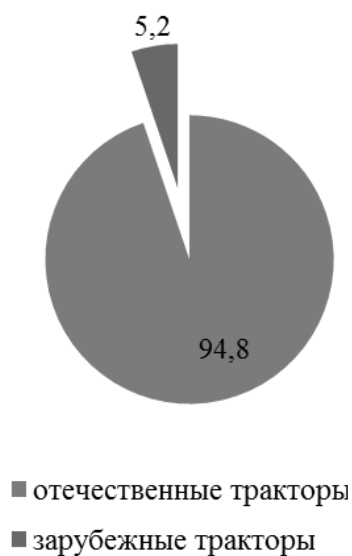


Рис. 5. Доля тракторов отечественного производства в тракторном парке АПК Республики Беларусь

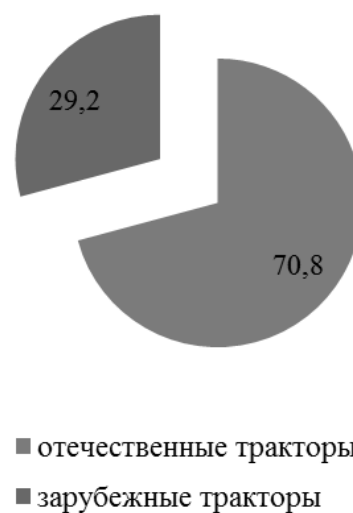


Рис. 6. Доля отечественных тракторов тяговых классов 5–6 в тракторном парке АПК Республики Беларусь

За последние 5 лет (в период с 2014 г. по 2019 г.) выбытие тракторов в сельскохозяйственных организациях АПК республики превышает их поступление на 767 ед. (38,7 %). Поступление энергонасыщенных тракторов увеличилось на 223 ед. При этом обеспеченность тракторами тяговых классов 5–6 находится на уровне 65,6 % от их нынешней технологической потребности в количестве 10,9 тыс. ед. Причём 74 % состава тракторного парка имеет срок эксплуатации выше нормативного ($T_{НС} = 8...10$ лет). Среди энергонасыщенных тракторов тяговых классов 5–6 нормативный срок службы выработали 5,4 тыс. ед. или 75 %. Из приведенного анализа видно, что основными недостатками существующего тракторного парка АПК являются несоответствие его структуры реальным технологическим потребностям и его предельная изношенность $I = 74...75$ %.

Допустимая ежегодная изношенность тракторного парка может быть описана выражением

$$I_{д} = \frac{1}{T_{НС}} \cdot 100 \% \quad (5)$$

При нормативном сроке эксплуатации $T_{НС} = 8...10$ лет допустимая еже-

годная изношенность тракторного парка

$$I_{д} = \frac{1}{8...10} \cdot 100 \% = 12,5...10 \%.$$

К сожалению, причины указанных недостатков в [13] не анализируются и пути устранения не предлагаются.

К наиболее вероятным причинам указанных недостатков в тракторном парке АПК могут быть отнесены несоответствия структуры и объёмов производства тракторов в «МТЗ-Холдинг» технологическим потребностям АПК, а также недостаточное финансовое обеспечение пополнения парка тракторов по мере их выбытия.

По мнению авторов, устранение отмеченных недостатков возможно двумя взаимодополняемыми путями:

1) совершенствование структуры и объёмов производства отечественных сельскохозяйственных тракторов и приведение их к технологическим потребностям АПК;

2) своевременное организационное и финансовое обеспечение, пополнение парка тракторов по мере выработки их ресурса и внедрения новых технологий в растениеводстве.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Современные тенденции сельхозтракторостроения / П. А. Амелеченко, Д. А. Дубовик, А. В. Ключников, А. В. Ващула // Вес. Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2018. – Т. 63, № 1. – С. 76–92.
2. Дубовик, Д. А. Основные направления развития автотракторокомбайностроения / Д. А. Дубовик, О. М. Еловой, Л. Ю. Бакалова. – Минск: ОИМ НАН Беларуси, 2014. – 176 с.
3. Основные тенденции развития современного сельскохозяйственного тракторостроения / П. А. Амелеченко, Д. А. Дубовик, Л. Ю. Бакалова, А. В. Ващула // Наука, образование и производство в XXI веке : Современные тенденции развития : материалы юбилейной Междунар. конф. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2016. – С. 157–158.
4. О классификации энергонасыщенных сельскохозяйственных тракторов и расширении их тяговых возможностей / П. А. Амелеченко, И. Н. Жуковский, А. Г. Стасилевич, А. И. Жуковский // Тракторы и сельхозмашины. – 2011. – № 7. – С. 3–7.
5. Тракторы XXI века: состояние и перспективы / С. Н. Поддубко [и др.]. – Минск: Беларуская навука, 2019. – 207 с.
6. Выбор типа и параметров современной тракторной трансмиссии / П. А. Амелеченко [и др.] // Тракторы и сельхозмашины. – 2013. – № 8. – С. 14–19.

7. **Дубовик, Д. А.** Скоростной класс тракторов / Д. А. Дубовик // Новые материалы, оборудование и технологии в промышленности: материалы Междунар. науч.-техн. конф. молодых ученых. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2018. – С. 38.

8. Экономичные и высокопроизводительные – это трактора МТЗ [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://pro-traktor.ru/traktory/mtz.html>. – Дата доступа: 25.03.2020.

9. **Дубовик, Д. А.** Тенденции развития уборочной сельхозтехники / Д. А. Дубовик, Л. Ю. Бакалова, А. С. Шантыко // Новые материалы, оборудование и технологии в машиностроении: материалы Междунар. науч.-техн. конф. молодых ученых. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2018. – С. 39.

10. Семейство тракторов «Беларус» [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://steh.info/samohodnaya-tekhnika/traktory/traktor-belarus-modeli.html#belarus-1000>. – Дата доступа: 25.03.2020.

11. **Высоцкий, М. С.** Коэффициент полезного действия ходовых систем колесных машин / М. С. Высоцкий, Д. А. Дубовик // Доклады НАН Беларуси. – 2007. – Т. 51, № 2. – С. 91–94.

12. **Анилович, В. Я.** Конструирование и расчет сельскохозяйственных тракторов / В. Я. Анилович, Ю. Т. Водолаженко. – Москва: Машиностроение, 1966. – 34 с.

13. Совершенствование структуры парка сельскохозяйственных машин для реализации инновационных технологий / Н. Г. Бакач, В. И. Володкевич, А. В. Шах, П. А. Амельченко // Материалы Междунар. науч.-практ. конф., Минск, 24–25 окт. 2019 г. – Минск: БГАТУ, 2019. – Ч. 1. – С. 263–267.

Статья сдана в редакцию 19 мая 2020 года

Петр Адамович Амельченко, д-р техн. наук, проф., Объединённый институт машиностроения НАН Беларуси. Тел.: +375-172-84-15-62.

Дмитрий Александрович Дубовик, д-р техн. наук, доц., Объединённый институт машиностроения НАН Беларуси. E-mail: ddoubovik@oim.by.

Иосиф Николаевич Жуковский, инженер.

Petr Adamovich Amelchenko, DSc (Engineering), Prof., Joint Institute of Mechanical Engineering of the NAS of Belarus. Tel.: +375-172-84-15-62.

Dmitry Aleksandrovich Dubovik, DSc (Engineering), Associate Prof., Joint Institute of Mechanical Engineering of the NAS of Belarus. E-mail: ddoubovik@oim.by.

Iosif Nikolayevich Zhukovsky, engineer.

УДК 621.91.04

В. А. Данилов, А. Н. Селицкий

ОЦЕНКА ДЕФОРМАЦИИ СТРУЖКИ ПРИ ТОЧЕНИИ СИНУСОИДАЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЭКСЦЕНТРИЧНО УСТАНОВЛЕННЫМ КРУГЛЫМ РЕЗЦОМ

UDC 621.91.04

V. A. Danilau, A. N. Sialitskiy

ESTIMATION OF CHIP DEFORMATION DURING ROTATIONAL TURNING OF SINUSOIDAL CYLINDRICAL SURFACES WITH A CIRCULAR TOOL FITTED OUT OF CENTER

Аннотация

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния режимов обработки на коэффициент усадки стружки в направлении стружкообразования K_c и деформацию стружки при ротационном точении некруглых цилиндрических поверхностей с синусоидальным профилем, эксцентрично установленным вращающимся круглым резцом. Степень пластической деформации стружки оценена величиной относительного сдвига ε через нормальную ε_n и касательную ε_k составляющие. Представлены зависимости при обработке трех и четырех выступов некруглого профиля.

Ключевые слова:

некруглая цилиндрическая поверхность, ротационное точение, параметры срезаемого слоя, усадка стружки, пластическая деформация стружки.

Abstract

The results of experimental studies are presented which show the effect of processing modes on the chip shrinkage ratio towards chip formation K_c and chip deformation during rotational turning of sinusoidal cylindrical surfaces with a circular tool fitted out of center. The degree of plastic deformation of the chip is estimated by the magnitude of the relative shear ε through the normal ε_n and tangential ε_k components. The dependences for processing three and four non-round projections are shown.

Keywords:

sinusoidal cylindrical surface, rotational turning, parameters of the cut layer, chip shrinkage, plastic deformation of chip.

Введение

Благодаря более высоким эксплуатационным характеристикам при меньшей стоимости изготовления [1] профильные моментопередающие соединения могут эффективно применяться вместо шлицевых и шпоночных соединений в трансмиссиях и узлах различных механизмов и машин. Все чаще встречаются металлорежущие и вспомогательные инструменты с использо-

ванием профильных поверхностей, например, система крепления Coromant Capto фирмы Sandvik Coromant.

В мировой практике чаще применяются моментопередающие соединения с равноосным контуром (РК-профиль), который образуется вследствие непрерывного периодического изменения расстояния между осью вращения обрабатываемой заготовки и формообразующим элементом режущего инструмента, что осуществляется за

счет реверсивных движений либо специальным инструментом с конструктивной подачей.

Применение синусоидального профиля (СК-профиль), близкого по геометрии к РК-профилю, позволяет использовать простую конструкцию инструмента, исключить реверсивные движения, а также производить обработку резанием на универсальных станках (шлицефрезерных) без их модернизации.

При лезвийной обработке металлов срезаемый слой под действием режущего лезвия подвергается пластическому деформированию с образованием стружки. Ее форма и размеры зависят от элементов режимов резания, геометрии режущего лезвия, схемы установки инструмента относительно заготовки и других факторов, влияющих на пластическую деформацию срезаемого слоя. Оценкой степени пластической деформации является изменение геометрических размеров стружки в сравнении с параметрами среза, а также величина полного относительного сдвига.

В [2–6] установлено, что процесс стружкообразования при резании инструментом с обновлением режущей кромки существенно зависит от кинематического коэффициента k , равного отношению линейных скоростей режущей кромки и заготовки в зоне резания. Особенностью ротационного точения синусоидальных поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом (рис. 1) [7] является то, что оси вращения резца и заготовки взаимно перпендикулярны, а частота вращения резца больше частоты вращения заготовки в отношении, равном числу граней синусоидальной поверхности. Поэтому значение кинематического коэффициента, как показали расчеты, может быть равно 6, а значение кинематического угла наклона режущей кромки λ_k превышать 70° . В [5] представлены результаты исследования деформации стружки при ротационном точении круглых поверхностей с принудительным само-

вращением резца с кинематическим углом наклона режущей кромки λ_k в диапазоне $0...60^\circ$ и кинематическим коэффициентом до 0,85. В [6] λ_k составляет $15...45^\circ$ при кинематическом коэффициенте до 1,0 с самовращением инструмента, рабочей частью которого выступает боковая наружная коническая поверхность чашки. В [4] ротационного точения принудительно вращающимся резцом кинематический коэффициент достигает значения 1,6, а угол наклона режущей кромки – 45° .

Таким образом, в известных исследованиях ротационного точения круглых поверхностей кинематический коэффициент существенно меньше по сравнению с обработкой синусоидальных поверхностей, поэтому исследования по оценке степени пластической деформации стружки при ротационном точении синусоидальных поверхностей с различным числом граней в зависимости от кинематического коэффициента и других факторов имеют теоретическое и практическое значение.

Методика исследования

Экспериментальные исследования проводились на шлицефрезерном станке модели HECKERT GFLV-250, так как он обеспечивает достаточную жесткость, не требует модернизации и специальной оснастки для реализации ротационного точения синусоидальных цилиндрических поверхностей. Результаты исследований температуры резца [8] при обработке синусоидальных поверхностей на шлицефрезерном станке свидетельствуют о целесообразном его изготовлении из быстрорежущей стали. Применялись круглые резцы диаметром 50...60 мм из стали Р6М5, которые изготавливались из вышедших из строя угловых фрез. Выбор статических углов заточки инструмента обусловлен изменением рабочих углов [9], поэтому передний угол равен 10° , задний – 20° ; увеличение углов заточки может привести к

потере механической прочности резца. Биение режущего лезвия после заточки 0,01...0,02 мм.

Производилась обработка заготовок из стали 40Х, предварительно проточенных до диаметра $D = 55$ мм со следующими параметрами схемы обработки: число граней $m = 3$ и 4; эксцентриситет установки резца относительно оси его вращения $e = 1,5$ мм; радиус резца $R_p = 30$ мм; частота вращения резца $n_r = 56, 71$ и 90 мин⁻¹; максимальная глубина резания $t = 3,3$ мм; подача $S_0 = 0,134...0,67$ мм/об.

Коэффициент усадки стружки в направлении стружкообразования

На рис. 1 показаны два положения инструмента, соответствующие двум оборотам заготовки, отстоящих друг от друга в направлении движения подачи на величину S_0 , и m оборотам вращательного движения ротационного резца. Эти два положения режущей кромки формируют два витка поверхности резания, между которыми в кинематической основной плоскости P_{v_k} определяется сечение срезаемого слоя толщиной a_m .

Экспериментально коэффициенты утолщения K_a , уширения K_b и укорочения K_l стружки в зависимости от режима резания при ротационном точении синусоидальных поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом определены в [10]. При стружкообразовании сдвиговые деформации в обрабатываемом материале происходят в плоскости движения стружки по передней поверхности инструмента, при этом направление этой плоскости определяется вектором результирующей (истинной) скорости движения резания. В связи с тем, что при ротационном точении

синусоидальных цилиндрических поверхностей по рассматриваемой схеме резания кинематический коэффициент может быть равным 6, вектор результирующей скорости, а следовательно, и плоскость движения стружки отклоняется на значительно больший угол к режущей кромке, чем при точении самовращающимся резцом. Учитывая указанные особенности ротационной обработки синусоидальных поверхностей, а также наличие признаков косоугольного резания, коэффициенты утолщения K_a , уширения K_b и укорочения K_l не могут в полной мере характеризовать степень пластической деформации [5].

В [6] для оценки степени пластической деформации стружки при ротационном резании предложен коэффициент усадки стружки в направлении стружкообразования K_c , определяемый как отношение пути резания l' за время контакта t_k точки режущей кромки с обрабатываемой деталью к длине траектории этой точки на материале стружки l'_c :

$$K_c = \frac{l'}{l'_c}. \quad (1)$$

Длина пути резания для инструмента с криволинейной режущей кромкой

$$l' = v'_{em} \cdot t_k, \quad (2)$$

где v'_{em} – скорость результирующего движения резания (см. рис. 1),

$$v'_{em} = \sqrt{v_{km}^2 + v_{em}^2 - 2v_{km}v_{em}\cos\alpha}; \quad (3)$$

v_{km} – скорость рассматриваемой точки режущей кромки; v_{em} – скорость без учета вращения резца.

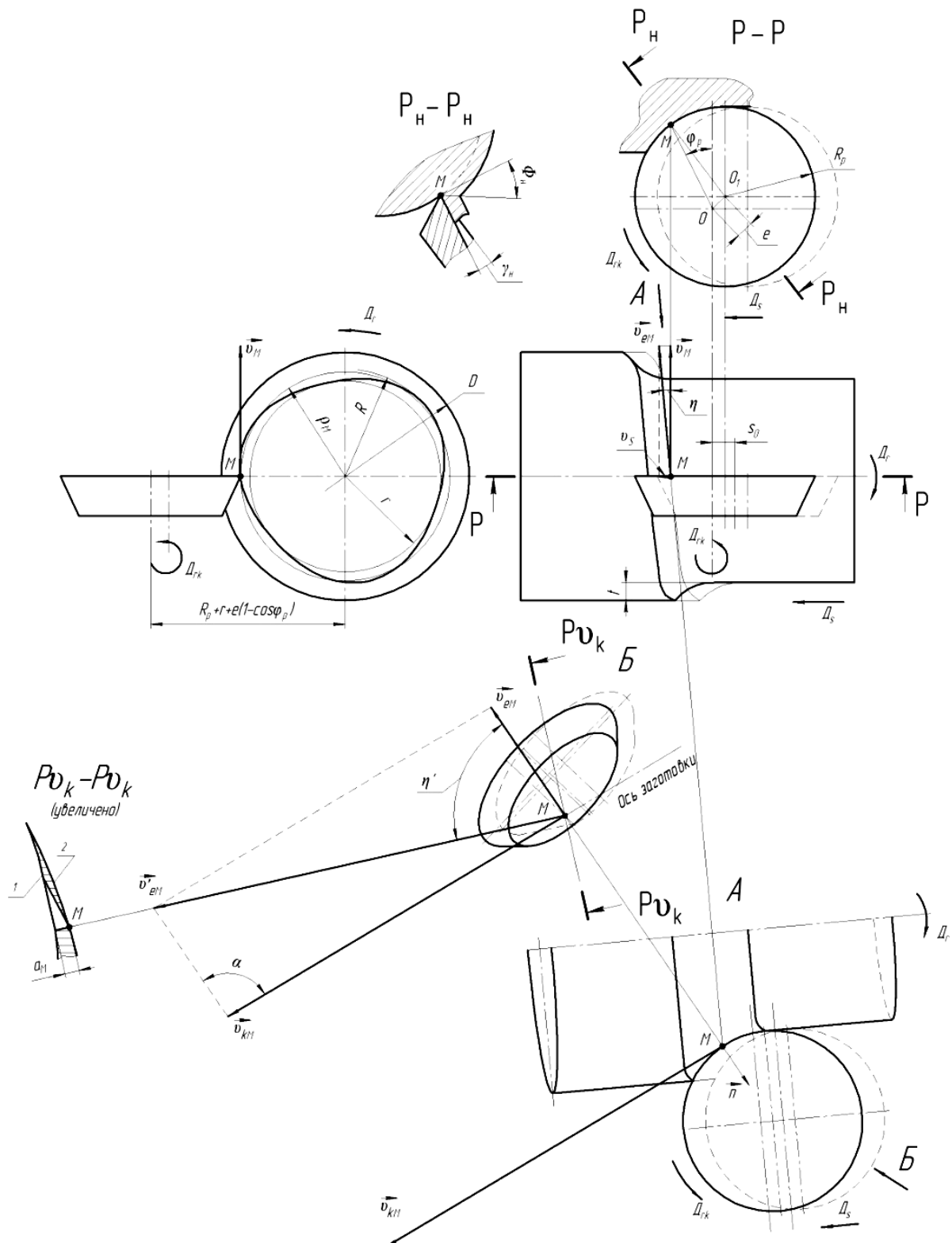


Рис. 1. Схема ротационного точения некруглых цилиндрических поверхностей с синусоидальным профилем эксцентрично установленным круглым резцом

Время контакта t_k точки режущей кромки с заготовкой определяется по зависимости

$$t_k = b / v_{km}, \quad (4)$$

где b – рабочая длина режущей кромки,

$$b = \frac{\pi \cdot \varphi_{p \max} \cdot [R_p + e(1 - \cos \varphi_p)]}{180^\circ}; \quad (5)$$

$\varphi_{p \max}$ – максимальный угол контакта;

R_p – радиус круглого резца; e – эксцентриситет установки круглого резца.

Длина пути стружки в плоскости стружкообразования l'_c за время контакта рабочего участка лезвия с поверхностью резания определяется рисками на поверхности стружки, которые оставляют после себя точки режущей кромки при вращении резца [6]. Анализируя форму срезанной стружки и расположение рисок на ней можно заключить, что длина пути l'_c будет равна ширине стружки b_1 , размеры которой определены в [10].

Влияние элементов режима резания на коэффициент усадки стружки в направлении стружкообразования K_c показано на рис. 2.

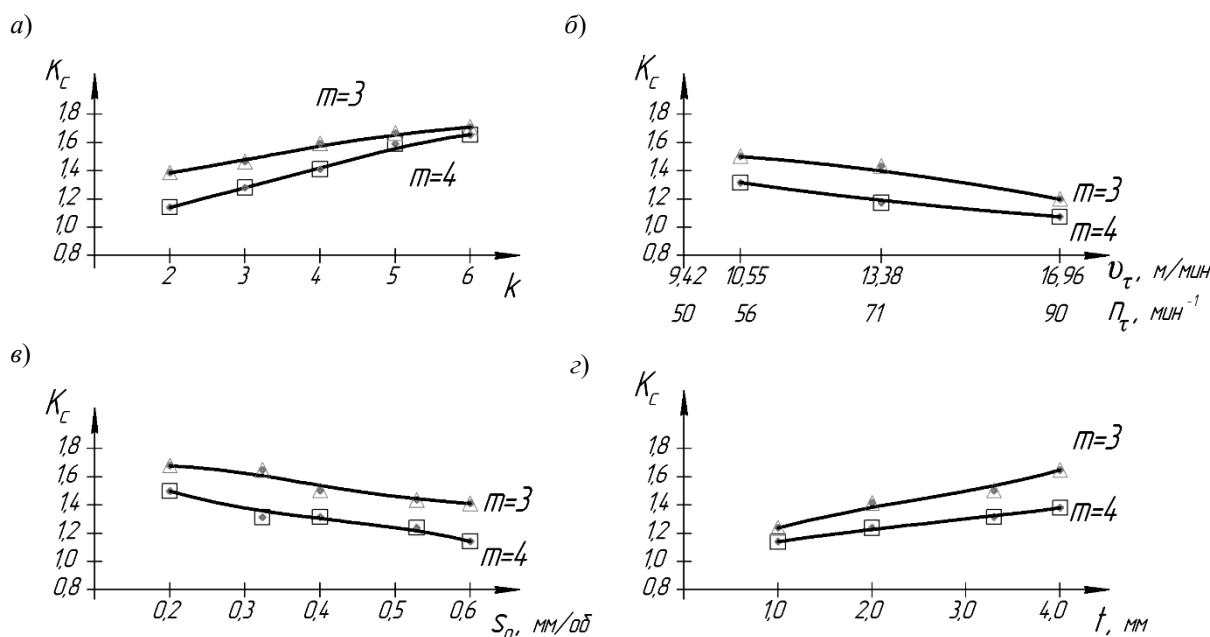


Рис. 2. Зависимость коэффициента усадки стружки K_c от кинематического коэффициента ($S_0 = 0,4$ мм/об; $t = 3,3$ мм) (а), скорости вращения резца ($t = 3,3$ мм; $S_0 = 0,4$ мм/об; $k = 3,25$) (б), подачи ($n_\tau = 56$ мин⁻¹; $t = 3,3$ мм; $k = 3,25$) (в) и глубины резания ($n_\tau = 56$ мин⁻¹; $S_0 = 0,4$ мм/об, $k = 3,25$) (з)

Из рис. 2, а следует, что с увеличением кинематического коэффициента k коэффициент K_c возрастает, что связано с уменьшением длительности контакта инструмента с заготовкой. При увеличении окружной скорости

резца v_τ коэффициент K_c плавно снижается (см. рис. 2, б), что обусловлено запаздыванием пластической деформации срезаемого слоя с увеличением скорости результирующего движения резания. При увеличении подачи (см. рис 2, в)

в 3 раза K_c уменьшается в 1,2 раза при различных значениях числа граней m , что связано с уменьшением коэффициента трения стружки по передней поверхности резца [6]. Коэффициент усадки стружки K_c возрастает с увеличением глубины резания t (см. рис 2, з).

Коэффициент K_c во всех случаях имеет большие значения при обработке трехгранных поверхностей. Очевидно это связано с меньшей скоростью обновления режущей кромки и большим временем контакта участка лезвия со срезаемым слоем, что способствует более интенсивному истиранию химических и адсорбированных пленок, облегчающих трение на контактных поверхностях [5, 6].

Полный относительный сдвиг

В [5] отмечено, что при косоугольном резании коэффициенты K_a , K_b , K_l , а в [6] и коэффициент K_c не могут полностью характеризовать деформацию стружки. Степень ее пластической деформации оценивается величиной относительного сдвига ε [5, 6], который является объективным показателем объемного деформирования и может быть определен через нормальную ε_n и касательную ε_k его составляющие:

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_n^2 + \varepsilon_k^2}. \quad (6)$$

Нормальный относительный сдвиг определяется выражением [6]

$$\varepsilon_n = \frac{K_n^2 - 2K_n \sin \gamma_n + 1}{K_n \cos \gamma_n}, \quad (7)$$

где K_n – коэффициент нормального укорочения стружки (величина K_n эквивалентна K_a); γ_n – нормальный передний угол (определяется в плоскости,

перпендикулярной к режущей кромке в рассматриваемой точке, и в рассматриваемом случае равен переднему углу).

Касательная составляющая относительного сдвига зависит от коэффициента нормального укорочения стружки [6]:

$$\varepsilon_k = \frac{K_n \operatorname{tg} \lambda_k - \operatorname{tg} \nu}{\cos(\Phi_n - \gamma_n)}, \quad (8)$$

где λ_k – кинематический угол наклона режущей кромки (при нулевом значении угла наклона режущей кромки $\lambda_k = \operatorname{arctg} m$); ν – угол схода стружки; Φ_n – нормальный угол сдвига,

$$\Phi_n = \operatorname{arctg} \frac{1}{K_a \cos \gamma_n - \operatorname{tg} \gamma_n}. \quad (9)$$

Угол схода стружки ν определяется из связи между коэффициентами K_a и K_c :

$$K_a = K_c \frac{\cos \lambda_k}{\cos \nu}, \quad (10)$$

откуда

$$\nu = \arccos \frac{K_c}{K_a} \cos \lambda_k. \quad (11)$$

Влияние элементов режима резания на полный относительный сдвиг ε и его составляющие ε_n и ε_k имеет схожие закономерности при обработке трехгранных (рис. 3) и четырехгранных (рис. 4) синусоидальных поверхностей. Так, с увеличением кинематического коэффициента k величина ε_n уменьшается, а ε_k более интенсивно увеличивается, что приводит к росту величины полного относительного сдвига ε .

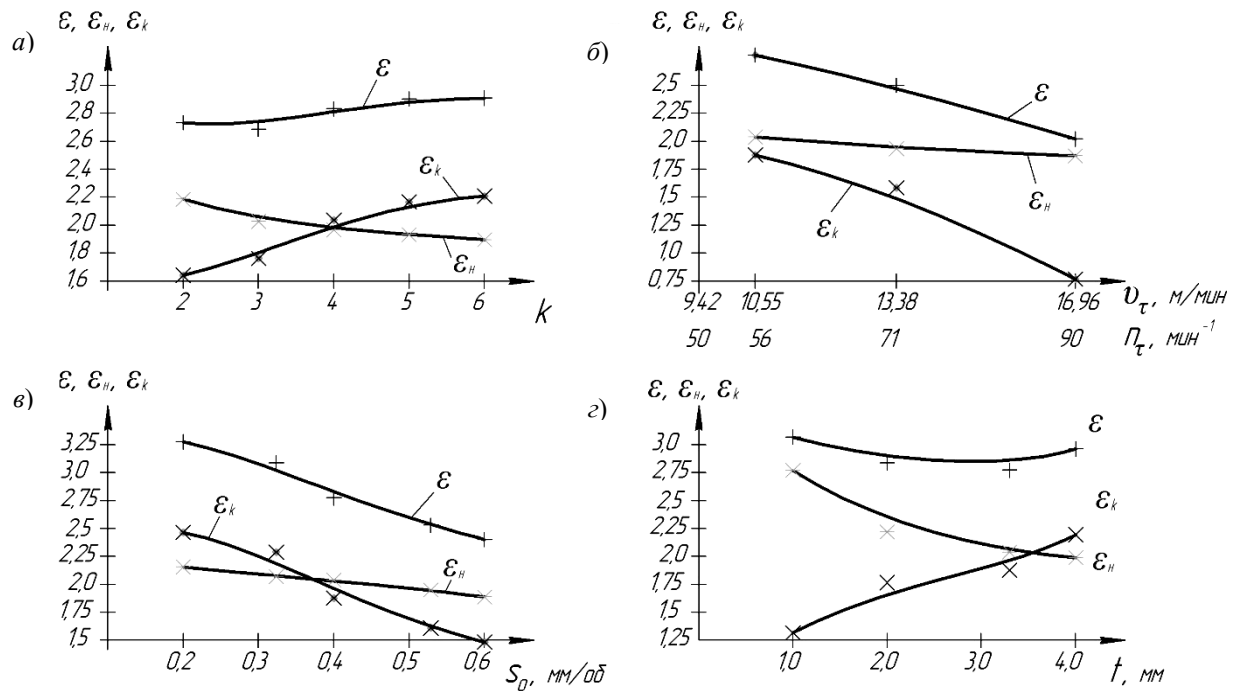


Рис. 3. Зависимость полного относительного сдвига ϵ и его составляющих ϵ_H и ϵ_k от кинематического коэффициента (а), скорости вращения резца (б), подачи (в) и глубины резания (г) при обработке трехгранных поверхностей

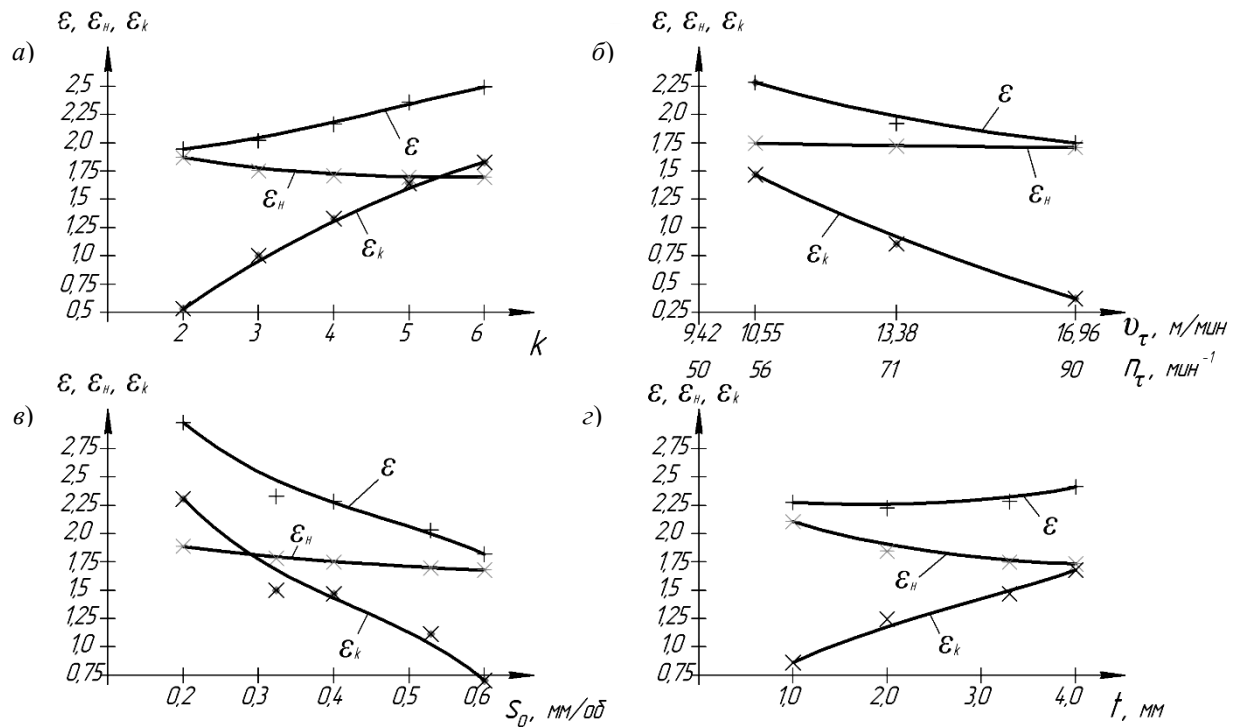


Рис. 4. Зависимость полного относительного сдвига ϵ и его составляющих ϵ_H и ϵ_k от кинематического коэффициента (а), скорости вращения резца (б), подачи (в) и глубины резания (г) при обработке четырехгранных поверхностей

Это несколько не согласуется с результатами исследований [5], однако соответствует данным [6], что обусловлено иным диапазоном изменения кинематического коэффициента k : при значениях $k > 2$ наблюдается увеличение ε , т. е. возрастание сдвига слоев стружки вдоль режущей кромки. С увеличением скорости вращения резца v_τ , а следовательно, и результирующего движения резания составляющая ε_n снижается незначительно по сравнению с ε_k , что соответствует исследованиям свободного ротационного точения и связано с температурно-скоростным фактором [6]. С увеличением подачи S_0 значения ε , ε_n и ε_k уменьшаются, что связано с дополнительным воздействием на условия трения и деформацию стружки температурного фактора: увеличение S_0 приводит к росту температуры и уменьшению сдвига. При малых подачах ($S_0 \leq 0,4$ мм/об при $m=3$ и $S_0 \leq 0,3$ мм/об при $m=4$) большее

влияние оказывает касательная составляющая ε_k , затем величины ε_n и ε_k вблизи указанных значений выравниваются и далее преобладает нормальная составляющая ε_n . Увеличение глубины резания t влияет на ε_n и ε_k разнонаправлено: нормальная составляющая ε_n уменьшается, что является следствием повышения температуры передней поверхности инструмента и снижения коэффициента трения между стружкой и инструментом, а касательная составляющая ε_k — увеличивается, вероятно, в связи с увеличением максимального угла контакта $\varphi_{p \max}$ и времени контакта режущей кромки инструмента с заготовкой.

Влияние элементов режима резания на полный относительный сдвиг ε при обработке синусоидальных поверхностей с различным числом граней представлено на рис. 5.

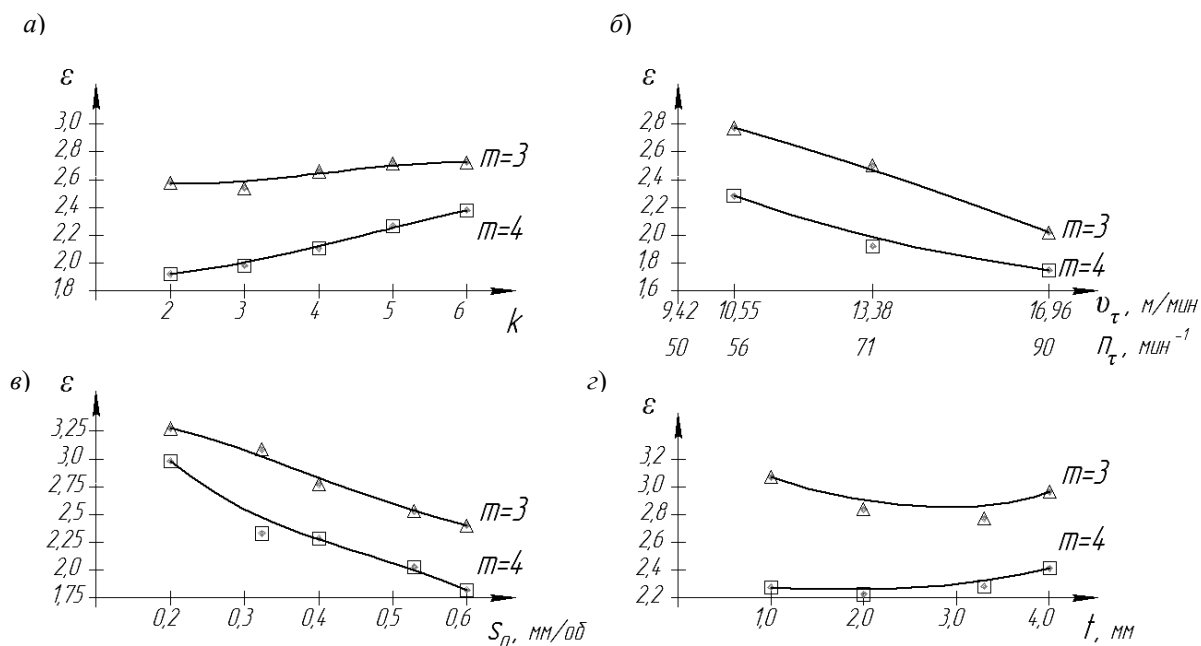


Рис. 5. Зависимость полного относительного сдвига ε от кинематического коэффициента (а), скорости вращения резца (б), подачи (в) и глубины резания (г) (условия обработки по рис. 2)

Увеличение количества граней обрабатываемой поверхности приводит к уменьшению относительного сдвига, что объясняется улучшением условий контакта деформируемой стружки с передней поверхностью инструмента [6]. Общее уменьшение величины полного относительного сдвига ε сопровождается соответствующим снижением значений его составляющих ε_n и ε_k , причем большее влияние оказывает касательный сдвиг ε_k . Так, при формировании трехгранных поверхностей при изменении элементов режима резания нормальная составляющая ε_n изменяется в 1,0–1,4 раза, в то время как касательная ε_k – в 1,5–2 раза, а при обработке четырехгранных поверхностей в 1–1,2 и 1,6–3,75 раза соответственно.

Заключение

Таким образом, на основании результатов экспериментальных исследований деформации стружки при точении синусоидальных поверхностей принудительно вращающимся эксцентрично установленным круглым резцом можно сделать следующие выводы, которые следует учитывать при обосновании параметров схемы обработки и режима резания.

1. Коэффициент усадки стружки в направлении стружкообразования и

полный относительный сдвиг при обработке поверхностей с тремя гранями больше, чем с четырьмя гранями, что связано с большей величиной рабочего угла наклона режущей кромки $\lambda_p > 70^\circ$ и скоростью ее обновления при $m = 4$.

2. Учет в исследованиях коэффициента усадки стружки в направлении стружкообразования K_c позволяет более точно оценить степень ее пластической деформации при ротационном точении синусоидальных цилиндрических поверхностей: с увеличением кинематического коэффициента и глубины резания коэффициент K_c возрастает, а при увеличении результирующей скорости резания и подачи S_0 он уменьшается. Наиболее благоприятные условия стружкообразования выявлены при $k \leq 3,5$, $S_0 \geq 0,4$ мм/об, $t \geq 1,0$ мм.

3. С увеличением кинематического коэффициента k и глубины резания t нормальная составляющая ε_n относительного сдвига ε уменьшается, а его касательная составляющая ε_k возрастает при росте значения полного относительного сдвига ε ; с увеличением подачи S_0 , скорости вращения резца U_τ , и, следовательно, результирующего движения резания значения ε , ε_n и ε_k уменьшаются.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тимченко, А. И. Процессы формообразования профильных поверхностей изделий с равноосным контуром: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.08 / А. И. Тимченко; Мосстанкин. – Москва, 1993. – 41 с.
2. Коновалов, Е. Г. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов / Е. Г. Коновалов, В. А. Сидоренко, А. В. Соусь. – Минск: Наука и техника, 1972.
3. Ротационное резание материалов / П. И. Ящерицын, А. В. Борисенко, И. Г. Дривотин, В. Я. Лебедев. – Минск: Наука и техника, 1987.
4. Попок, Н. Н. Исследование процесса ротационного резания принудительно вращающимися инструментами: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Н. Н. Попок. – Минск, 1983. – 286 л.
5. Бобров, В. Ф. Резание металлов самовращающимися резцами / В. Ф. Бобров, Д. Е. Иерусалимский. – Москва: Машиностроитель, 1972. – 112 с.

6. Гик, Л. А. Ротационное резание металлов / Л. А. Гик. – Калининград: Кн. изд-во, 1990. – 254 с.
7. Данилов, В. А. Анализ и реализация схем обработки профильных цилиндрических поверхностей ротационным инструментом / В. А. Данилов, А. Н. Селицкий // Горная механика и машиностроение. – 2012. – № 4. – С. 71–82.
8. Данилов, В. А. Исследование тепловых явлений при ротационном точении профильных поверхностей с синусоидальным профилем эксцентрично установленным круглым резцом / В. А. Данилов, А. Н. Селицкий // Вестн. Брест. гос. техн. ун-та. Сер. Машиностроение. – 2019. – № 4 (117). – С. 48–51.
9. Данилов, В. А. Анализ схемы ротационного точения синусоидальных цилиндрических поверхностей эксцентрично установленным принудительно вращающимся круглым резцом / В. А. Данилов, А. Н. Селицкий // Вестн. Полоц. гос. ун-та. Сер. В. Прикладные науки. – 2019. – № 11. – С. 9–14.
10. Данилов, В. А. Особенности стружкообразования и экспериментальное определение усадки стружки при ротационном точении синусоидальных поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом / В. А. Данилов, А. Н. Селицкий // Горная механика и машиностроение. – 2019. – № 2. – С. 71–82.

Статья сдана в редакцию 06 июля 2020 года

Виктор Алексеевич Данилов, д-р техн. наук, проф., Белорусский национальный технический университет. Тел.: +375-17-293-93-58. E-mail: mtools@bntu.by.

Андрей Николаевич Селицкий, ст. преподаватель, УО «Полоцкий государственный университет». Тел.: +375-29-593-99-13. E-mail: a.selitskiy@psu.by.

Viktor Alekseevich Danilau, DSc (Engineering), Prof., Belarusian National Technical University. Tel.: +375-17-293-93-58. E-mail: mtools@bntu.by.

Andrey Nikolaevich Sialitskiy, senior lecturer, Polotsk State University. Tel.: +375-29-593-99-13. E-mail: a.selitskiy@psu.by.

УДК 621.824.44

Е. Ю. Демиденко, А. О. Козлов, А. А. Жолобов

РАСЧЕТ МОМЕНТОВ ИНЕРЦИИ СЕЧЕНИЯ ЭВОЛЬВЕНТНОГО ШЛИЦЕВОГО ПРОФИЛЯ ВАЛОВ

UDC 621.824.44

E. Y. Demidenko, A. O. Kozlov, A. A. Zholobov

CALCULATING MOMENTS OF INERTIA FOR THE INVOLUTE SPLINE PROFILE OF SHAFTS

Аннотация

Приведены метод расчета и вывод математических зависимостей для определения суммарного момента инерции эвольвентного шлицевого профиля валов. Суть метода заключается в использовании принципа суммирования осевых моментов инерции составляющих фигур профиля шлица.

Конечной целью работы является прогнозирование и обеспечение высокой точности профиля эвольвентных шлиц на валах.

Ключевые слова:

эвольвентный шлицевый профиль, осевой момент инерции, шлицевый вал, шлицефрезерование, деформация, жесткость.

Abstract

The calculation method and derivation of mathematical dependencies are presented for determining the total moment of inertia of involute spline profile of shafts. The essence of the method consists in using the principle of summing axial moments of inertia of components of the spline profile.

The ultimate goal of the research is to predict and ensure high accuracy of the profile of involute splines on shafts.

Keywords:

involute spline profile, axial moment of inertia, splined shaft, spline milling, deformation, rigidity.

Широкое использование шлицевых валов с эвольвентным профилем шлицев в подвижных соединениях обусловлено рядом преимуществ, основными из которых являются повышенная прочность и жесткость шлицев, что позволяет передавать большие крутящие моменты и меньше деформироваться под действием нагрузки. Но формирование шлицев, в том числе и с эвольвентным профилем, – весьма трудоемкая операция с применением дорогостоящего оборудования и инструмента, и любой брак при изготовлении деталей приводит к значительным материальным затратам.

Улучшение качества шлицевых валов с эвольвентным профилем является актуальной задачей. Однако, как показал анализ научной литературы, в настоящее время отсутствуют фундаментальные работы по прогнозированию деформаций таких валов под действием сил резания при формообразовании эвольвентного профиля шлицев. Так как для прогнозирования деформаций вала необходимо учитывать изменяющуюся его жесткость, а соответственно, и прогиб изделия под воздействием сил резания, особую роль приобретает разработка методики точного определения осевого момента инерции

достаточно сложного профиля детали, что и явилось основой данных исследований.

В [1] сделана попытка определения осевого момента инерции сечения шлицевого участка вала. Данная методика позволяет рассчитать осевой момент инерции сечения шлицев с эвольвентным профилем с определенной погрешностью, так как основана на определении площади сечения шлица с помощью двух трапеций без учета того, что между боковыми сторонами трапеции и боковой стороной шлица остается неучтенная площадь. Для уменьшения погрешности необходимо образовывать сечение шлица большим числом трапеций, благодаря чему уменьшится неучтенная площадь и, как следствие, снизится величина погрешности. Еще одним недостатком данного метода является то, что происходит наложение площади нижней трапеции на площадь круга, ограниченного диаметром окружности впадин вала. Это также вносит определенную погрешность в расчетах осевого момента инерции сечения шлицев с эвольвентным профилем. Выходом является разложение всего профиля на элементарные части, ко-

торые повторяют форму простейших геометрических фигур с условием их дальнейшего суммирования.

При условии успешного решения этой задачи можно в дальнейшем прогнозировать деформации валов при фрезеровании червячными модульными фрезами на современных шлицефрезерных станках с ЧПУ, имеющими возможность быстрого реагирования на изменяющуюся жесткость технологической системы с целью её стабилизации за счет изменения режимов резания. Прогнозные показатели, в конечном счёте, предполагается использовать для формирования предложений по улучшению качества эвольвентных шлицевых валов.

Для определения значения осевого момента инерции эвольвентного шлицевого профиля использовалась методика, предполагающая суммирование осевых моментов инерции отдельных элементарных фигур, составляющих профиль, – треугольников, секторов, сегментов и эвольвентного участка. Простейшим элементом, характеризующим профиль шлицевого сечения, является участок, ограниченный сектором (рис. 1).

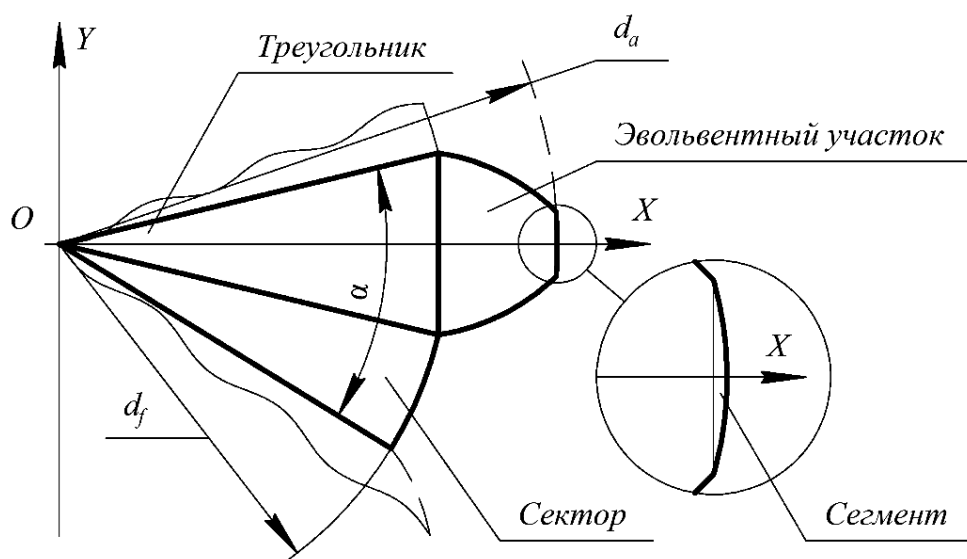


Рис. 1. Элементарный сектор шлицевого вала

Утолщенной линией на рис. 2 изображена часть эвольвентной линии, которая задаётся параметрической системой уравнений

$$\begin{cases} x = 0,5 \cdot d_b \cdot (\cos(t) + t \cdot \sin(t)); \\ y = 0,5 \cdot d_b \cdot (\sin(t) - t \cdot \cos(t)). \end{cases} \quad (1)$$

Для более удобных расчётов осевого момента инерции эвольвентного участка необходимо рассчитать угол поворота β . Внесение этого угла в параметрическое уравнение эвольвенты позволит расположить шлицевый зуб таким образом, чтобы ось X была осью симметрии. Для нахождения угла поворота β необходимо знать углы α и γ .

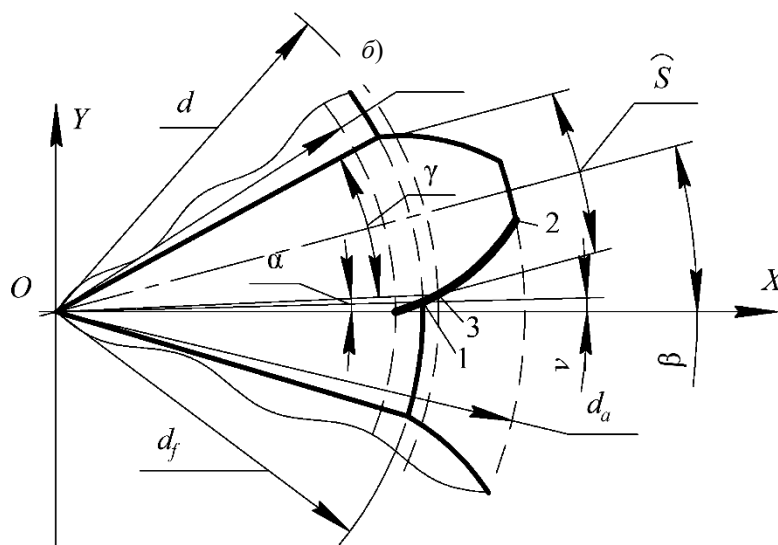


Рис. 2. Участок эвольвентной линии, образующей боковую поверхность шлица

Угол α находится как

$$\alpha = \arctg\left(\frac{y_3}{x_3}\right), \quad (2)$$

где x_3 и y_3 – проекции прямой ОЗ на оси X и Y .

Для определения координат точки 3 необходимо знать угол между осью X и прямой ОЗ. Обозначается этот угол – t_3 (рис. 3) и находится следующим образом:

$$t_3 = \sqrt{\frac{d^2}{d_b^2} - 1}, \quad (3)$$

где d – диаметр делительной окружности, мм; d_b – диаметр осной окружности, мм.

сти, мм.

Подставив t_3 в систему уравнений (1), получается

$$\begin{cases} x_3 = \frac{d_b}{2} \cdot (\cos(t_3) + t_3 \cdot \sin(t_3)); \\ y_3 = \frac{d_b}{2} \cdot (\sin(t_3) - t_3 \cdot \cos(t_3)). \end{cases}$$

Подставив значения x_3 и y_3 в выражение (2), определяется угол α (см. рис. 2).

Угол γ находится из выражения

$$\gamma = \frac{2 \cdot S}{d}, \quad (4)$$

где S – номинальная делительная окружная толщина зуба вала, мм.

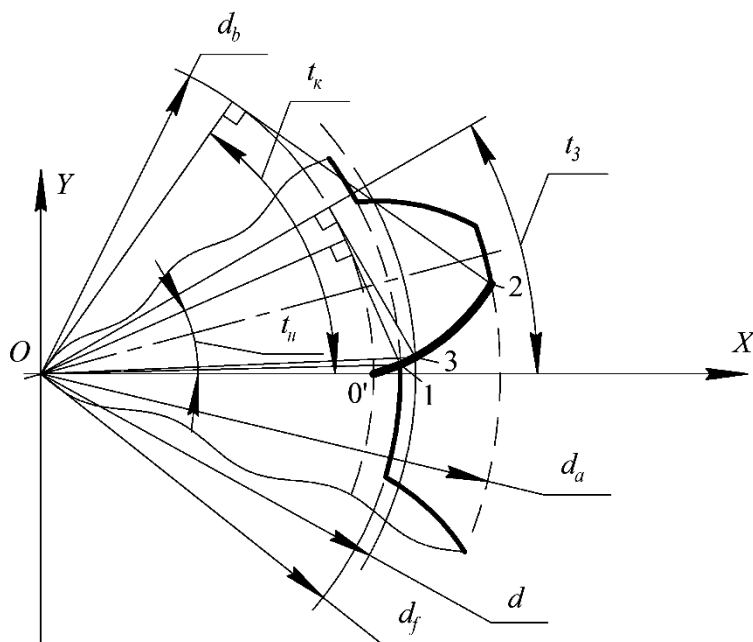


Рис. 3. Углы параметрического уравнения

Суммарный угол поворота

$$\beta = \frac{\gamma}{2} + \alpha. \quad (5)$$

Так как боковая сторона шлица задаётся только ограниченной частью эвольвентной кривой, то определяются углы начала и окончания t_n и t_k (см. рис. 3) эвольвенты, которые затем будут подставлены в систему уравнений (1):

$$t_n = \sqrt{\frac{d_f^2}{d_b^2} - 1}; \quad (6)$$

$$t_k = \sqrt{\frac{d_a^2}{d_b^2} - 1}, \quad (7)$$

где d_f – диаметр окружности впадин, мм; d_a – диаметр окружности вершин, мм.

Определяется угол ν , который необходим для расчёта осевого момента инерции сектора. Для этого определяются значения координат точки 1

(см. рис. 2) по аналогии с нахождением координат точки 3:

$$\nu = \arctg\left(\frac{y_n}{x_n}\right). \quad (8)$$

Для определения осевых моментов инерции элементарного сектора он раскладывается на элементарные фигуры: равнобедренный треугольник, сектор, сегмент и эвольвентный участок. Для каждой фигуры, ориентированной вдоль оси X , определяются осевые моменты инерции.

Для нахождения осевого момента инерции треугольника (рис. 4) необходимо знать длину отрезков AC и OC . Они будут равны модульному значению координат точки A . Координаты находятся путём подстановки в систему уравнений (1) угла начала эвольвенты t_n и корректирующего угла β :

$$\begin{cases} x_A = \left| \frac{d_b}{2} \cdot (\cos(t_n - \beta) + t_n \cdot \sin(t_n - \beta)) \right|; \\ y_A = \left| \frac{d_b}{2} \cdot (\sin(t_n - \beta) - t_n \cdot \cos(t_n - \beta)) \right|. \end{cases} \quad (9)$$

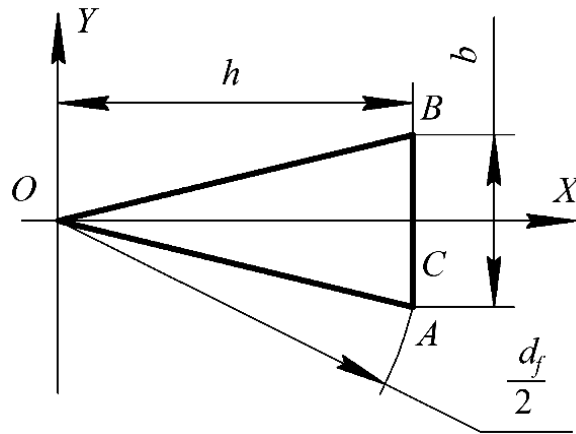


Рис. 4. Схема для расчёта моментов инерции треугольника

Значения момента инерции относительно осей X и Y находятся по формулам

$$J_{xT} = \frac{h \cdot b^3}{48}; \quad (10)$$

$$J_{yT} = \frac{b \cdot h^3}{4}, \quad (11)$$

где h – высота треугольника, равная координате x_A , мм; b – ширина нижнего основания, равная удвоенной координате

те y_A , мм.

Центробежный момент треугольника согласно [3]

$$J_{xyT} = 0. \quad (12)$$

Для определения осевого момента инерции сегмента (рис. 5) необходимо знать длину отрезков OC и AC . Они будут равны модульному значению координат точки A .

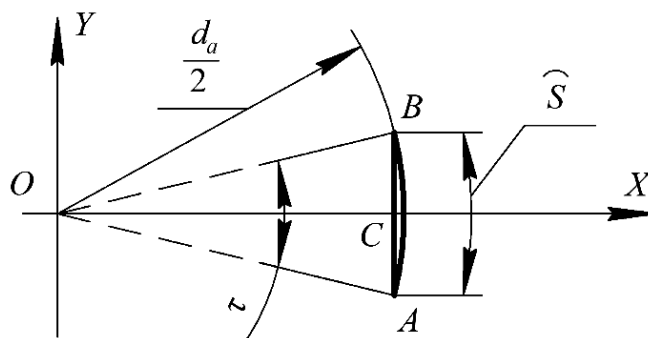


Рис. 5. Схема для расчёта момента инерции сегмента

Подстановкой в систему уравнений (1) угла $(t_k - \beta)$ определяются координаты точки A :

$$\begin{cases} x_A = \left| \frac{d_b}{2} \cdot (\cos(t_k - \beta) + t_k \cdot \sin(t_k - \beta)) \right|; \\ y_A = \left| \frac{d_b}{2} \cdot (\sin(t_k - \beta) - t_k \cdot \cos(t_k - \beta)) \right|. \end{cases} \quad (13)$$

Осевые моменты инерции сегмента

вычисляются по следующим формулам:

$$J_{x\text{сег}} = \frac{(0,5 \cdot d_a)^4}{8} \cdot \left[\tau - \sin(\tau) - \frac{2}{3} \cdot \sin(\tau) \cdot \sin^2\left(\frac{\tau}{2}\right) \right]; \quad (14)$$

$$J_{y\text{сег}} = \frac{S \cdot (0,5 \cdot d_a)^3}{8} \cdot \left[\sin(\tau) \cdot \cos(\tau) \cdot \frac{(0,5 \cdot d_a)^4}{8} \right]. \quad (15)$$

Центробежный момент инерции сегмента согласно [3]

$$J_{xy\text{сег}} = 0. \quad (16)$$

Осевой момент инерции эвольвентного участка определяется методом аппроксимации (рис. 6 и 7). Для этого он разбивается на множество элементарных участков.

При определении осевого момента инерции эвольвентного участка относи-

тельно оси X (см. рис. 6) дополнительно разлагается этот участок на прямоугольник $ABCD$ и две симметричные относительно оси X криволинейные фигуры. Осевой момент инерции будет найден как сумма осевого момента прямоугольника и двух криволинейных фигур. Определение осевого момента инерции эвольвентного участка вала относительно оси Y (см. рис. 7) осуществляется путём суммирования осевых моментов инерции трапеций.

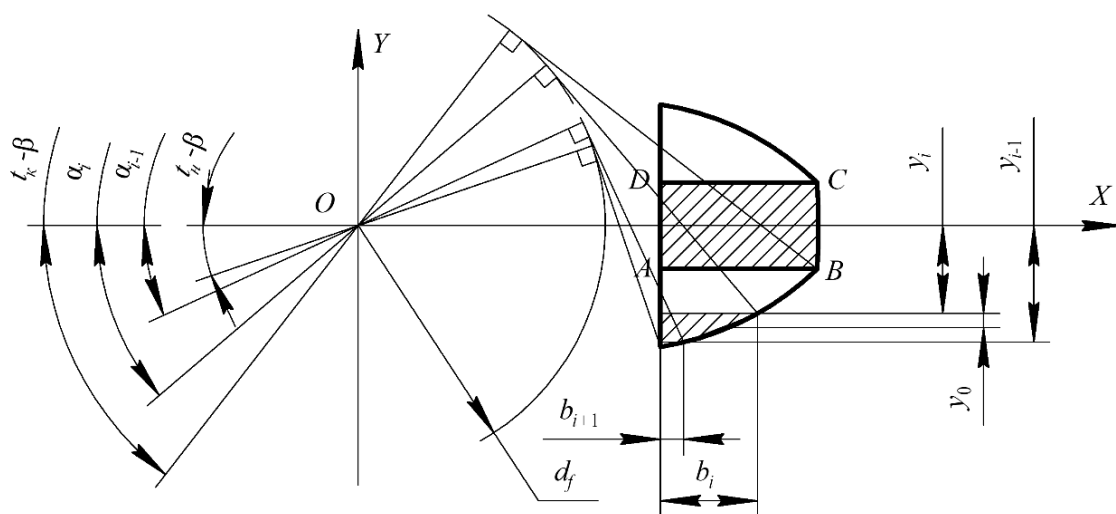


Рис. 6. Схема для расчёта момента инерции участка профиля относительно оси X

На рис. 6 и 7 углы α_i и α_{i-1} совпадают. Для нахождения осевого момента инерции необходимо знать α_i и α_{i-1} , b_i и b_{i-1} .

Определяются α_i и α_{i-1} следующим образом:

$$\alpha_i = 2 \cdot y_i; \quad (17)$$

$$\alpha_{i-1} = 2 \cdot y_{i-1}; \quad (18)$$

$$y_i = 0,5 \cdot d_b \times \left(\sin(\alpha_i - \beta) - \alpha_i \cdot \cos(\alpha_i - \beta) \right); \quad (19)$$

$$y_{i-1} = 0,5 \cdot d_b \times \\ \times (\sin(\alpha_{i-1} - \beta) - \alpha_{i-1} \cdot \cos(\alpha_{i-1} - \beta)). \quad (20)$$

$$x_0 = 0,5 \cdot d_b \times \\ \times [(\cos(t_h - \beta) + t_h \cdot \sin(t_h - \beta))]; \quad (23)$$

Определяются b_i и b_{i-1} как

$$b_i = x_i - x_0; \quad (21)$$

$$x_i = 0,5 \cdot d_b \times \\ \times [(\cos(\alpha_i - \beta) + \alpha_i \cdot \sin(\alpha_i - \beta))]; \quad (24)$$

$$b_{i-1} = x_{i-1} - x_0; \quad (22)$$

$$x_{i-1} = 0,5 \cdot d_b \times \\ \times [(\cos(\alpha_{i-1} - \beta) + \alpha_{i-1} \cdot \sin(\alpha_{i-1} - \beta))]. \quad (25)$$

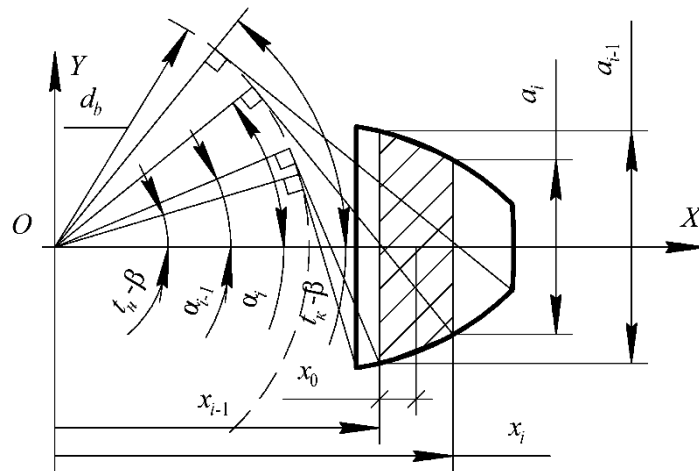


Рис. 7. Схема для расчёта момента инерции участка профиля относительно оси Y

Осевой момент инерции относительно оси X

$$J_{xэ} = 2 \cdot J_{xyч} + \frac{b \cdot h^3}{12}, \quad (26)$$

где $J_{xyч}$ – осевой момент инерции неполного участка, см^4 ; b – ширина прямоугольника, мм; h – высота прямоугольника, мм.

$$b = x_k - x_0; \quad h = 2 \cdot y_k.$$

$$B = \frac{d_b}{2} \cdot [(\cos(t_k - \beta) + t_k \cdot \sin(t_k - \beta))] - x_0; \quad (27)$$

$$A = 2 \cdot [0,5 \cdot d_b \cdot (\sin(t_k - \beta) - t_k \cdot \cos(t_k - \beta))]; \quad (28)$$

$$J_{xyч} = \sum_{\alpha=t_h}^{t_k} \left(y_i + \frac{y_{i-1} - y_i}{3} \cdot \frac{b_i + 2 \cdot b_{i-1}}{b_i \cdot b_{i-1}} \right)^2 \cdot \frac{b_{i-1} + b_i}{2} \cdot (y_{i-1} - y_i). \quad (29)$$

Осевой момент инерции относительно оси Y

$$J_{y^3} = \sum_{\alpha=t_H}^{t_k} \left(x_{i-1} + \frac{x_i - x_{i-1}}{3} \cdot \frac{a_{i-1} + 2 \cdot a_i}{a_{i-1} + a_i} \right)^2 \cdot \frac{a_{i-1} + a_i}{2} \cdot (x_i - x_{i-1}). \quad (30)$$

Центробежный момент инерции эвольвентного участка согласно [3]

$$J_{xy^3} = 0. \quad (31)$$

Определяется осевой момент инерции сектора (рис. 8). Данная фигура повернута относительно осей X и Y на угол φ . Для произведения расчётов вводятся дополнительные оси U и V , относительно которых и рассчитывается осевой момент инерции.

Осевой момент сектора относительно осей U, V находится по формулам

$$J_{Uсек} = \left(\frac{0,5 \cdot d_f}{8} \right)^4 \cdot (\mu - \sin(\mu)); \quad (32)$$

$$J_{Vсек} = \left(\frac{0,5 \cdot d_f}{8} \right)^4 \cdot (\mu + \sin(\mu)); \quad (33)$$

$$\mu = \frac{2\pi}{z} - 2 \cdot (\beta - \nu). \quad (34)$$

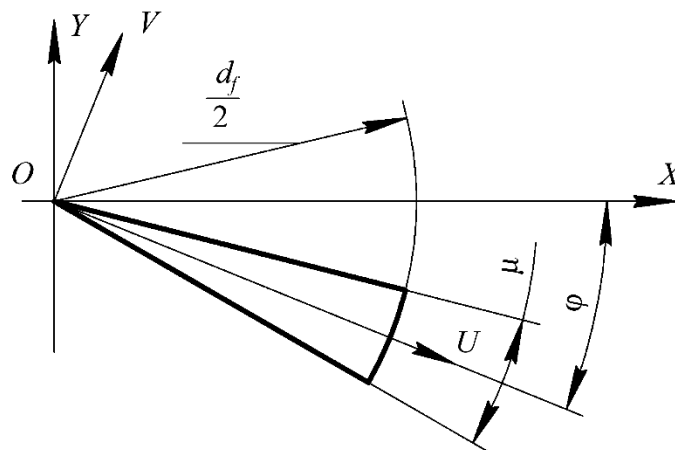


Рис. 8. Схема для расчёта момента инерции сектора

Осевой момент сектора относительно осей U, V находится по формулам

$$J_{Uсек} = \left(\frac{0,5 \cdot d_f}{8} \right)^4 \cdot (\mu - \sin(\mu)); \quad (32)$$

$$J_{Vсек} = \left(\frac{0,5 \cdot d_f}{8} \right)^4 \cdot (\mu + \sin(\mu)); \quad (33)$$

$$\mu = \frac{2\pi}{z} - 2 \cdot (\beta - \nu). \quad (34)$$

Центробежный момент инерции сектора относительно осей U, V [3]

$$J_{UVсек} = 0. \quad (35)$$

Для определения осевого момента инерции сектора относительно осей X, Y воспользуемся уравнениями из [2]:

$$J_{xсек} = J_{Uсек} \cdot \cos^2(\varphi) - J_{UVсек} \cdot \sin(2\varphi) + J_{Vсек} \cdot \sin^2(\varphi); \quad (36)$$

$$J_{yсек} = J_{Uсек} \cdot \sin^2(\varphi) + J_{UVсек} \cdot \sin(2\varphi) + J_{Vсек} \cdot \cos^2(\varphi); \quad (37)$$

$$J_{xyсек} = J_{UVсек} \cdot \cos(2\varphi) + \frac{J_{Uсек} - J_{Vсек}}{2} \cdot \sin(2\varphi). \quad (38)$$

В итоге осевой момент инерции элементарного сектора (см. рис. 1) определяется как сумма осевых моментов его составляющих:

$$\begin{cases} J_{X0} = J_{XT} + J_{xсез} + J_{xэ} + J_{xсек}; \\ J_{Y0} = J_{YT} + J_{yсез} + J_{yэ} + J_{yсек}; \\ J_{XY0} = J_{xyT} + J_{xyсез} + J_{xyэ} + J_{xyсек}. \end{cases} \quad (39)$$

$$J_{Xi} = J_{X0} \cdot \cos^2(\Theta) - J_{XY0} \cdot \sin(2\Theta) + J_{Y0} \cdot \sin^2(\Theta); \quad (40)$$

$$J_{Yi} = J_{X0} \cdot \sin^2(\Theta) + J_{XY0} \cdot \sin(2\Theta) + J_{Y0} \cdot \cos^2(\Theta). \quad (41)$$

В результате значения осевых моментов инерции всего профиля вычисляются по формулам

$$\begin{cases} J_X = \sum_{i=0}^{z-1} J_{Xi}; \\ J_Y = \sum_{i=0}^{z-1} J_{Yi}. \end{cases} \quad (42)$$

Используя вышеизложенную методику, можно рассчитать для каждого номинального эвольвентного шлицевого профиля по ГОСТ 6033–80 осевой момент инерции сечений. Для сокращения трудоемкости расчётов осевого момента инерции сечения на языке программирования VBA написана программа, пользовательская форма которой представлена на рис. 9.

Данная пользовательская форма содержит поля для выбора исходных данных, таких как номинальный диаметр, модуль, поля для вывода диаметра впадин, номинальной делительной

Осевой момент инерции сечения шлицевого профиля определяется как сумма осевых моментов всех его составляющих элементарных секторов, ориентированных соответственно под углами $\Theta_i = 0, \alpha, 2\alpha, 3\alpha \dots (z-1)\alpha$. Для этого используются уравнения из [2]:

окружной толщины зуба вала и смещения исходного контура. Рамка «Результат» содержит поля вывода рассчитанных данных осевых моментов инерции сечения шлицевого вала с эвольвентным профилем относительно осей X и Y .

В табл. 1 для примера приведены рассчитанные с помощью программы осевые моменты инерции для некоторых сечений эвольвентных шлицев.

Заключение

В результате выполнения данных исследований предложена усовершенствованная методика расчёта осевого момента инерции шлицевого сечения с эвольвентным профилем. В основу этой методики лёг метод конечных элементов, суть которого состоит в принципе суммирования осевых моментов инерции составляющих фигур элементарного профиля шлиц. Итоговый осевой момент инерции шлицевого эвольвентного профиля вала определяется как сумма осевых моментов инерции всех его со-

ставляющих элементарных звеньев.

Предложенный метод лёг в основу разработанной программы для расчета осевых моментов инерции шлицевого эвольвентного профиля, что в свою очередь является первым этапом для прогнозирования величины прогиба оси вала при фрезеровании червячными модульными фрезами на современных

шлицефрезерных станках с ЧПУ.

На последующих этапах будет сформирована методика программирования процесса резания с целью стабилизации и минимизации этого прогиба и, соответственно, создание точного, близкого к теоретическому, профиля шлица.

Рис. 9. Пользовательская форма программы на языке VBA

Табл. 1. Геометрические характеристики эвольвентного профиля валов

Обозначение $D \times t$	Номинальный диаметр D , мм	Модуль t , мм	Число шлицев Z	Момент инерции $J_x (J_y)$, см ⁴
18 × 2	18	2	7	0,317
20 × 2	20		8	0,507
30 × 3	30	3	8	2,567
32 × 3	32		9	3,458

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Трофимов, Б. Ф. Расчет моментов инерции сечения шлицевых валов с эвольвентным профилем зубьев / Б. Ф. Трофимов // Вестн. машиностроения. – 2004. – № 8. – С. 23–25.
2. Феодосьев, В. И. Сопротивление материалов / В. И. Феодосьев. – 9-е изд. – Москва: Наука, 1986. – 512 с.
3. Варданян, Г. С. Сопротивление материалов: учебник / Г. С. Варданян, Н. М. Атаров, А. А. Горшков. – Москва: ИНФРА-М, 2003. – 480 с.

Статья сдана в редакцию 6 июля 2020 года

Егор Юрьевич Демиденко, ведущий инженер, Белорусско-Российский университет.
Тел.: +375-259-98-23-22. E-mail: igryck@mail.ru.

Артем Олегович Козлов, ведущий инженер-технолог, ООО «ИТЦ СТАНЭКСИМ».

Александр Алексеевич Жолобов, канд. техн. наук, проф., Белорусско-Российский университет.

Egor Yuryevich Demidenko, lead engineer, Belarusian-Russian University. Tel.: +375-259-98-23-22.
E-mail: igryck@mail.ru.

Artsem Olegovich Kozlov, lead engineer-technologist, ITC STANEXIM LLC.

Aliaksandr Alekseyevich Zholobov, PhD (Engineering), Prof., Belarusian-Russian University.

УДК 621.923

А. Н. Жигалов, Д. Г. Шатуров, А. А. Жолобов, А. С. Ранцевич

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ МИКРОРЕЛЬЕФА НА ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ЛЕЗВИЙНОГО ИНСТРУМЕНТА И РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ НА ПРОЦЕСС НАРОСТООБРАЗОВАНИЯ ПРИ НИЗКИХ И СРЕДНИХ СКОРОСТЯХ РЕЗАНИЯ

UDC 621.923

A. N. Zhigalov, D. G. Shaturov, A. A. Zholobov, A. S. Rantsevich

INFLUENCE OF GEOMETRIC PARAMETERS OF A MICRORELIEF OF CARBIDE-TIPPED TOOL'S FRONT SURFACE AND PROCESSING CONDITIONS ON BUILD-UP FORMATION AT LOW AND MEDIUM CUTTING SPEEDS

Аннотация

Показано, что при обработке в зоне скоростей резания, при которых может возникать наростообразование, уменьшение износа инструмента возможно достичь путем создания на передней поверхности инструмента специального микрорельефа в виде канавок, расположенных под углом по отношению к главному лезвию. Установлено, что при увеличении угла канавки от 0 до 32° величина нароста будет увеличиваться. Изменением угла канавки на передней поверхности режущего лезвия по отношению к передней плоскости возможно, с одной стороны, увеличить величину нароста на передней поверхности и тем самым увеличить стойкость режущего инструмента при скоростях резания 25...35 м/мин, с другой стороны, возможно повышение производительности процесса обработки за счет увеличения скоростей резания до 55 м/мин.

Ключевые слова:

твердые сплавы, образование нароста, износ, стойкость режущих пластин.

Abstract

During machining in the cutting speed range in which a build-up may occur, a decrease in tool wear can be achieved by creating a special microrelief on the front surface of the tool in the form of grooves angled with respect to the main blade. It has been found that with an increase in the groove angle from 0 to 32°, a build-up size will increase. By changing a groove angle on the front surface of the cutting blade with respect to the tool face, it is possible, on the one hand, to increase a build-up size on the front surface and thereby to increase tool durability at cutting speeds of 25...35 m/min, and, on the other hand, it makes possible to improve productivity of the machining process by increasing cutting speeds up to 55 m/min.

Keywords:

cemented carbides, build-up formation, wear, durability of cutting inserts.

Введение

Повышение стойкости металлорежущего твердосплавного инструмента является народно-хозяйственной задачей. Имеется большое количество научных разработок, связанных с исследова-

нием мероприятий, направленных на повышение стойкости твердосплавного инструмента, работающего при больших скоростях резания (свыше 100 м/мин) [1, 2]. В то же время исследований, связанных с повышением стойкости инструмента при низких и средних

(до 80...100 м/мин) скоростях резания, недостаточно. В результате чего отсутствуют промышленные рекомендации и мероприятия, направленные на повышение стойкости при работе металло-режущего твердосплавного инструмента при низких и средних скоростях резания, в связи с чем эффективность обработки инструментом на таких скоростных диапазонах низкая.

Известно, что при низких и средних скоростях резания на передней поверхности лезвия режущего инструмента образуется нарост – когда возникает более или менее неподвижная область материала обрабатываемой заготовки, расположенная у лезвия инструмента перед передней поверхностью. Твердость нароста в 2,5–3 раза превосходит твердость обрабатываемого материала, из которого нарост образовался. На размеры нароста основное влияние оказывают род и механические свойства обрабатываемого материала, скорость резания, толщина срезаемого слоя (подача), передний угол инструмента и применяемая смазочно-охлаждающая жидкость. При резании среднеуглеродистых конструкционных сталей максимальную высоту нарост имеет при скоростях резания 15...30 м/мин, но уже при скоростях резания более 80...100 м/мин нарост отсутствует [3, 4]. При всех своих недостатках, таких как образование увеличенной шероховатости обработанной поверхности, надрывов и борозд, образующихся от внедрения части нароста в обработанную поверхность, периодическое изменение силы резания, возможность возникновения вибраций, положительной стороной зоны наростообразования является то, что по отношению к инструменту нарост выполняет защитные функции, препятствуя контакту стружки с передней поверхностью резца, и тем самым уменьшает изнашивание его рабочих поверхностей [3, 5]. Измерить величину нароста сложно, так как нарост постоянно в доли секунд возникает и скалывается.

В [5] сделан вывод, что при обработке в зоне скоростей резания, при которых может возникать наростообразование, уменьшение износа инструмента возможно достичь путем создания на передней поверхности инструмента специального микрорельефа в виде отдельных углублений или канавок, расположенных под некоторым углом по отношению к главному лезвию. В процессе резания углубления микрорельефа будут частично или полностью заполняться обрабатываемым материалом или наростом, что увеличит его сцепление с передней поверхностью инструмента.

Микрорельеф в виде лунок, углублений и канавок, шириной превышающей ширину среза, может быть образован в процессе изготовления пластин, а также на готовом изделии – лазерным лучом. Лазерная технология обработки основана на поглощении лазерного излучения материалом. При взаимодействии лазерного луча с поверхностью материала из-за высокой плотности поступающей энергии, которая достаточно быстро переходит в тепло, происходит расплавление материала и образование на нем углублений различных по конфигурации и размерам, зависящих от параметров обработки [6].

Процесс резания сопровождается отделением стружки от обрабатываемого материала. При превращении срезаемого слоя в стружку размеры стружки по длине, толщине и ширине отличаются от размеров срезаемого слоя, из которого стружка образовалась. Отношение длины срезанного слоя к длине полученной стружки или толщины стружки к толщине срезаемого слоя характеризуется коэффициентом усадки стружки. Усадка стружки показывает, как сильно деформируется металл при резании. Поэтому усадку стружки можно принять за показатель деформации обрабатываемого металла в процессе резания.

Различные факторы, действующие при резании, оказывают взаимное влияние на деформационные и контактные процессы в зоне резания. Известно, что на усадку стружки большое влияние оказывает нарост, образующийся на передней поверхности. Так как с момента появления нароста действительная величина переднего угла возрастает, то и срезаемый слой деформируется меньше.

При резании материалов, склонных к наростообразованию, высота нароста H и коэффициент усадки стружки K_a находятся во взаимосвязи, аналогичной как представлено на рис. 1 [3].

Исходя из рис. 1 видно, что минимальная величина коэффициента усадки стружки образуется при максимальной величине нароста.

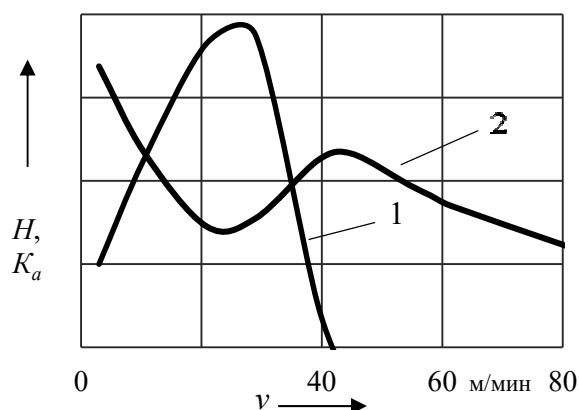


Рис. 1. Зависимости высоты нароста H (1) и коэффициента усадки стружки K_a (2) от скорости резания

Коэффициент усадки стружки K_a возможно определить через отношение толщины стружки к толщине срезаемого слоя a (длина нормали к поверхности резания, проведенной через рассматриваемую точку режущей кромки), связанной с подачей s , мм/об, через главный угол в плане режущего лезвия φ , как $a = s \sin \varphi$ [3]. В связи с чем

$$K_a = a_c / s \cdot \sin \varphi. \quad (1)$$

Основная часть

Была поставлена задача провести анализ влияния режимов резания, деформационных параметров в зоне резания (усадки стружки) и геометрических параметров (углов) нанесенных канавок (микрорельефа) на рабочих поверхностях режущего инструмента при скоростях резания от 10 до 82,3 м/мин. Экс-

перименты проводились на токарно-винторезном станке 16Д25. Обрабатывались заготовки диаметром 73,8 мм из стали 45 и 40Х резцом проходным (углы $\varphi = 60^\circ$; $\gamma = -10^\circ$) ННТNR 2520 M11, 2102-0255 с механическим креплением 5-гранной твердосплавной пластиной 10113-110408 сплава Т5К10 без стружечной канавки. Измерение толщины стружки осуществлялось микрометром FORSAGE F-5096P9025 Тайвань (диапазон 0...25 мм; разрешение 0,001 мм; погрешность измерения $\pm 0,02$ мм).

На передней поверхности режущего лезвия пластин также изготавливались канавки на расстоянии $f = 0,15$ мм от режущей кромки и расположенные под углами $\gamma_k = 10^\circ$ и $\gamma_k = 32^\circ$ по отношению к передней поверхности пластины. Канавки изготавливались методом выжигания лазерным лучом. На рис. 2, a

показана схема канавки, а на рис. 2, б – твердосплавная пластина с нанесенными канавками. На рис. 3 показаны вид

сверху и с боку канавок с углами $\gamma_k = 10^\circ$ (а) и $\gamma_k = 32^\circ$ (б).

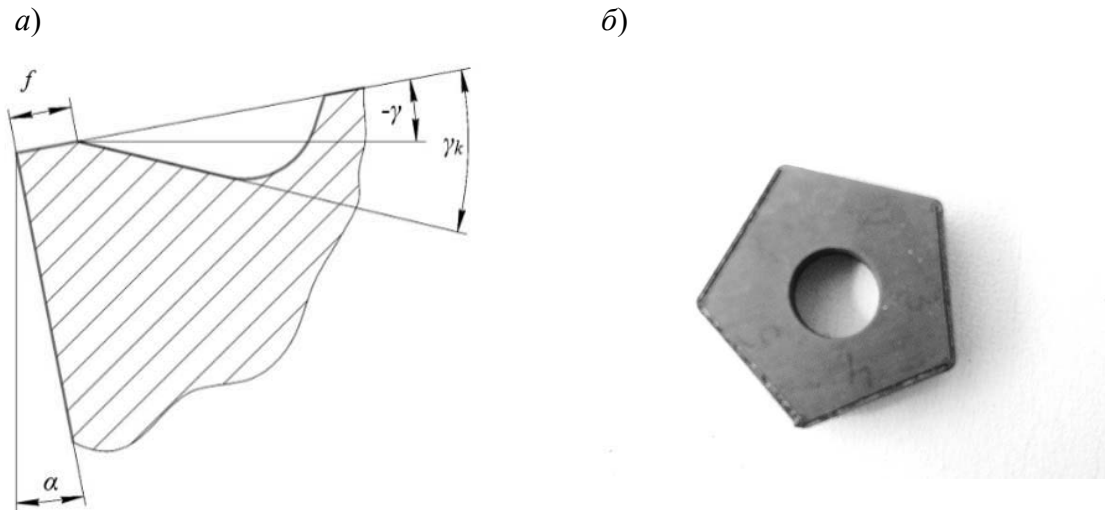


Рис. 2. Схема канавки (а) и внешний вид пластины с канавками (б)

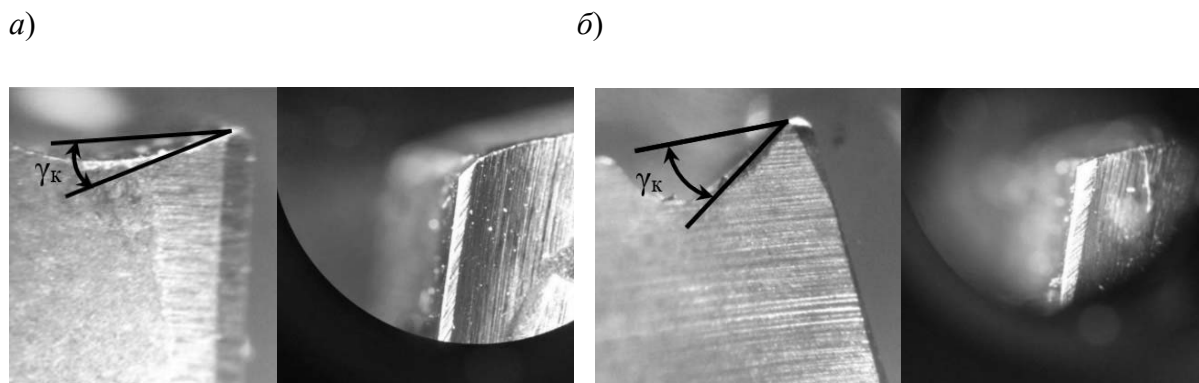


Рис. 3. Вид сбоку и сверху канавки на пластине Т5К10 с углом $\gamma_k = 10^\circ$ (а) и $\gamma_k = 32^\circ$ (б)

Кроме того, ставились эксперименты по выполнению указанной выше задачи, при обработке металлорежущим твердосплавным инструментом, который предварительно упрочнялся аэродинамическим звуковым методом (АДУ). Метод АДУ способен обеспечивать повышение стойкости металлорежущего твердосплавного инструмента, работающего при прерывистом резании и с ударными нагрузками, в 1,2–3,8 раза [7]. Эффект при упрочнении методом АДУ достигается за счет воздействия на

структуру твердых сплавов волн звуковой частоты в резонансном спектре частот. После упрочнения в твердых сплавах происходит измельчение карбидных фаз и их перераспределение, уменьшение дислокаций внутренней структуры, увеличивается ударная вязкость при сохранении заданной при производстве твердости [8].

Предварительно определялась оптимальная скорость резания, при которой будет минимальный коэффициент усадки стружки. Для чего на пода-

че $s = 0,24$ мм/об и глубине резания $t = 1$ мм были поставлены два опыта по определению влияния скорости резания на коэффициент усадки стружки при обработке заготовки из стали 40Х (рис. 4).

Из рис. 4 видна идентичность двух кривых, что говорит о достаточной схожести результатов исследований, а также, что в диапазоне скоростей резания от 10 до 50 м/мин коэффициент

усадки стружки минимален при скорости резания 27...30 м/мин.

Далее определялось влияние коэффициента усадки стружки от подачи. Для чего на экстремальной скорости резания $v = 29,0$ м/мин обрабатывалась заготовка из стали 40Х ($D = 73,8$ мм, $t = 1,0$ мм) твердосплавной пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$. На рис. 5 приведена зависимость коэффициента усадки стружки от подачи.

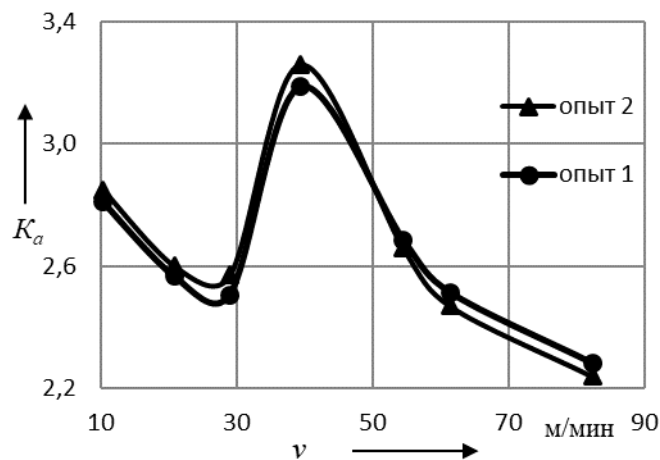


Рис. 4. Зависимость коэффициента усадки стружки K_a (опыт 1 и 2) от скорости резания v при обработке стали 40Х ($D = 73,8$ мм) пластиной Т5К10 с $\gamma = -10^\circ$ без канавки при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1,0$ мм

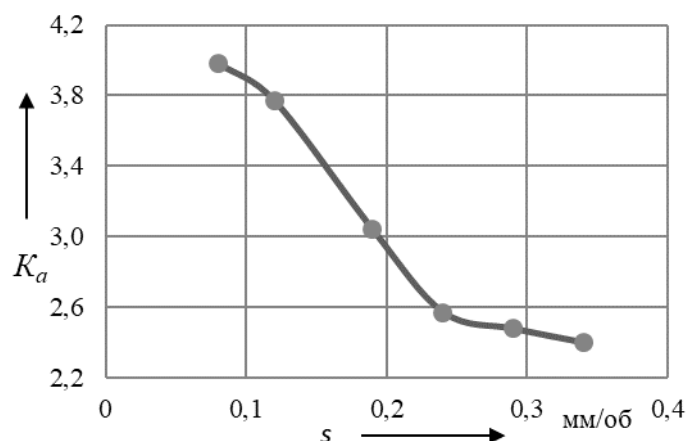


Рис. 5. Зависимость коэффициента усадки стружки K_a от подачи s при обработке заготовки из стали 40Х ($D = 73,8$ мм) пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$ без канавки при $v = 29,0$ м/мин, $t = 1,0$ мм

Анализ рис. 5 показывает, что по мере увеличения подачи коэффициент усадки стружки уменьшается, при этом, начиная с подачи $s = 0,24$ мм/об, интенсивность значительно снижается.

На рис. 6 представлены зависимости коэффициента усадки стружки от скорости резания для сталей 45 и 40Х. Данные стали при незначительном от-

личии по содержанию железа имеют большое различие по своей пластичности – способность металлов перед разрушением претерпевать значительную пластическую деформацию, которая характеризуется относительным удлинением σ_5 . Сталь 45 имеет величину относительного удлинения $\sigma_5 = 16$ %, а сталь 40Х – $\sigma_5 = 10$ %.

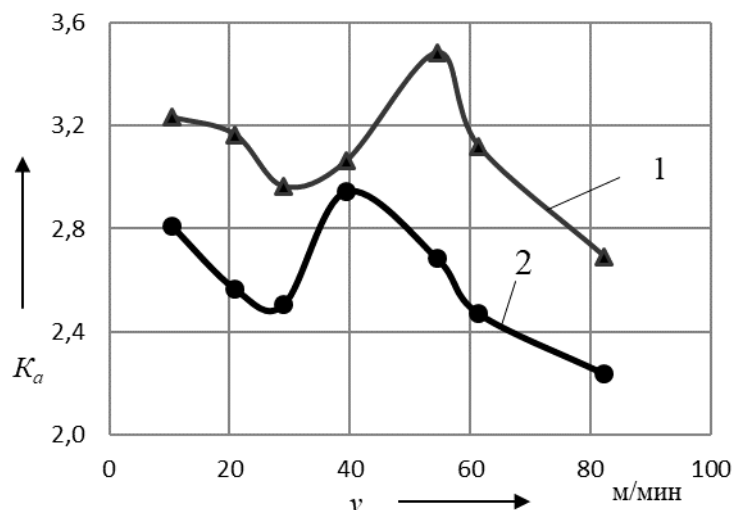


Рис. 6. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания v при обработке заготовки $D = 73,8$ мм из стали 45 (1) и 40Х (2) пластиной Т5К10 с $\gamma = -10^\circ$ без канавки при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм

Как видно из рис. 6, с увеличением пластичности обрабатываемого материала коэффициент усадки стружки увеличивается. Следует отметить, что минимальные значения коэффициента усадки стружки лежат практически в одинаковых диапазонах скоростей – 27...32 м/мин, что указывает на то, что наростообразование от физико-механических свойств обрабатываемого материала имеет слабую зависимость.

Следующим этапом проведения исследований являлась постановка опытов с целью определения влияния коэффициента усадки стружки от скорости резания при различных углах канавок на передней поверхности режущего лезвия (10 и 32°) по отношению к передней поверхности. Для чего сравнивались виды получаемой стружки и производились

замеры ее толщины.

На рис. 7 представлены виды стружек после обработки стали 45 твердосплавной пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$ и канавкой под углом $\gamma_k = 10^\circ$ на режимах резания: $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм и различных скоростях резания.

На рис. 8 представлены виды стружек после токарной обработки стали 45 твердосплавной пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$ и стружечной канавкой с углом $\gamma_k = 32^\circ$ на режимах резания: $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм и различных скоростях резания.

Анализ полученных стружек показывает некоторое отличие по виду стружки при различных углах канавок. При наличии канавки, расположенной под углом $\gamma_k = 10^\circ$ по отношению к пе-

редней поверхности, образующаяся стружка имеет признаки как элементной, так и сливной стружки. При скорости 61,4 м/мин стружка практически является только сливной. В то же время при наличии канавки под углом $\gamma_k = 32^\circ$ образующаяся стружка имеет признаки как элементной, так и сливной стружки практически на всех исследуемых скоростях резания. После измерений тол-

щин стружек были определены коэффициенты усадки стружки, результаты которых представлены в табл. 1 и на рис. 9.

На рис. 10 представлены зависимости коэффициента усадки стружки K_a (1) и скорости резания, при которой образуется минимальный коэффициент K_a (2) от угла канавки γ_k .



$v = 10,4$ м/мин



$v = 20,9$ м/мин



$v = 29,0$ м/мин



$v = 39,4$ м/мин



$v = 54,5$ м/мин



$v = 61,4$ м/мин

Рис. 7. Виды стружек при обработке стали 45 твердосплавной пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$ и канавкой под углом $\gamma_k = 10^\circ$ при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм при различных скоростях резания

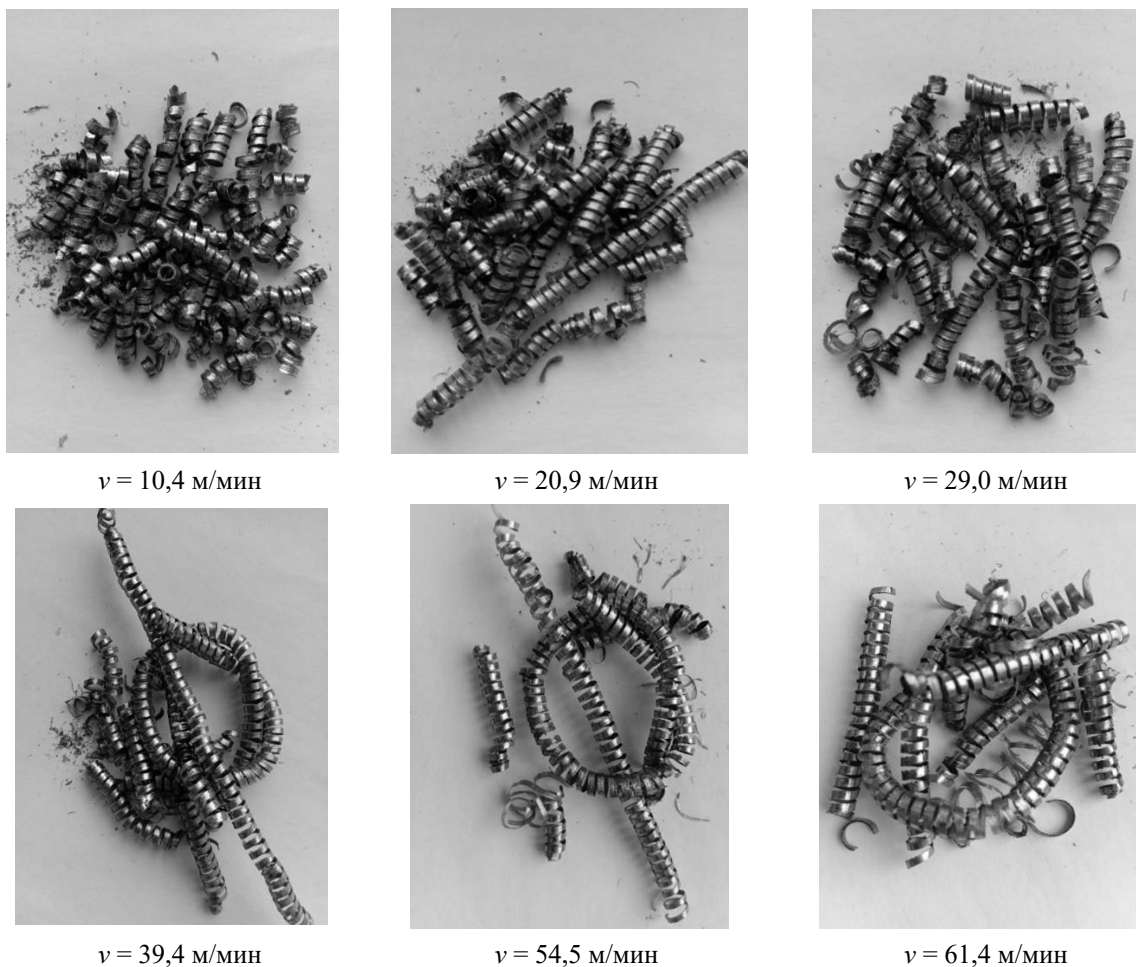


Рис. 8. Виды стружек при обработке стали 45 твердосплавной пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$ и канавкой с углом $\gamma_k = 32^\circ$ при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм при различных скоростях резания

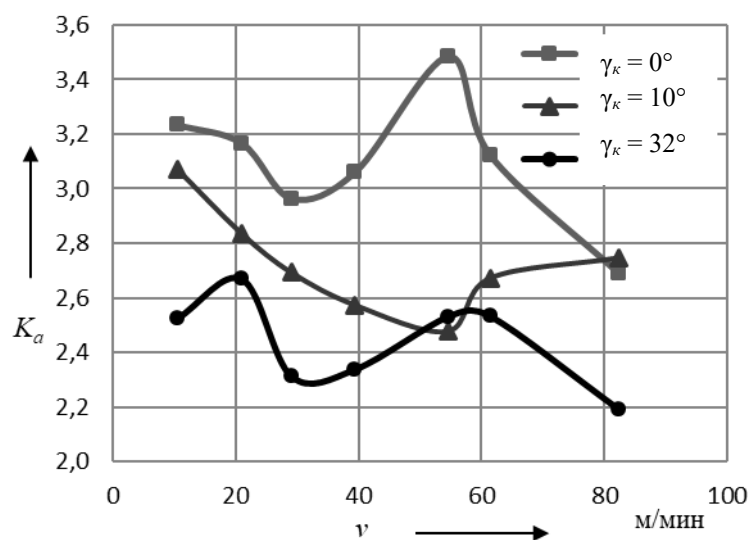


Рис. 9. Зависимости коэффициента усадки стружки от скорости резания и угла стружечной канавки при обработке заготовки из стали 45 $D = 73,8$ мм твердосплавной пластиной Т5К10 с передним углом $\gamma = -10^\circ$ и канавками с углами $\gamma_k = 0, 10$ и 32° при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм

Табл. 1. Толщины стружек от угла канавки и скоростей резания при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм

Номер опыта	Скорость резания, м/мин						
	10,4	20,9	29	39,4	54,5	61,4	82,3
Угол расположения канавки – 0 град							
1	0,665	0,656	0,605	0,631	0,718	0,645	0,556
2	0,666	0,668	0,625	0,647	0,735	0,634	0,562
3	0,674	0,672	0,635	0,636	0,726	0,658	0,574
4	0,673	0,644	0,589	0,636	0,722	0,636	0,548
5	0,680	0,658	0,619	0,629	0,716	0,668	0,558
Среднее значение	0,672	0,660	0,615	0,636	0,723	0,648	0,560
K_a	3,23	3,17	2,96	3,06	3,48	3,12	2,69
Угол расположения канавки – 10 град							
1	0,628	0,610	0,561	0,534	0,508	0,552	0,573
2	0,621	0,610	0,572	0,546	0,516	0,566	0,562
3	0,625	0,588	0,553	0,532	0,527	0,553	0,569
4	0,644	0,561	0,552	0,522	0,512	0,564	0,582
5	0,673	0,578	0,561	0,541	0,513	0,542	0,568
Среднее значение	0,638	0,589	0,560	0,535	0,515	0,555	0,571
K_a	3,07	2,84	2,69	2,57	2,48	2,67	2,75
Угол расположения канавки – 32 град							
1	0,542	0,551	0,496	0,510	0,530	0,534	0,448
2	0,562	0,526	0,480	0,450	0,528	0,526	0,466
3	0,493	0,556	0,475	0,530	0,526	0,531	0,457
4	0,520	0,563	0,461	0,490	0,523	0,518	0,465
5	0,504	0,578	0,490	0,450	0,524	0,523	0,441
Среднее значение	0,524	0,555	0,480	0,486	0,526	0,526	0,455
K_a	2,52	2,67	2,31	2,34	2,53	2,53	2,19

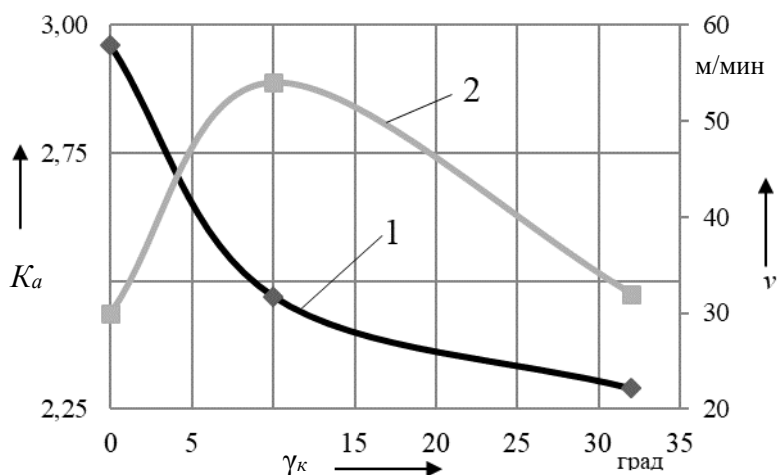


Рис. 10. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a (1) и скорости резания v (2) от угла канавки γ_k

Из рис. 9 и 10 следует, что при увеличении угла канавки от 0 до 32° величина коэффициента усадки стружки уменьшается с $K_a = 2,96$ до $K_a = 2,48$, что обусловлено увеличением нароста. Однако при этом скорость резания, при которой будет минимальный коэффициент усадки стружки, сначала увеличивается при увеличении угла канавки от 0 до 10° с 30 до 54 м/мин, а затем уменьшается до 32 м/мин при угле канавки, равном 32°. Такое поведение коэффициента усадки стружки объясняется влиянием на усадку стружки нароста, образующегося на передней поверхности. Следовательно, изменением параметров канавки на передней поверхности режущего лезвия возможно, с одной стороны, увеличить величину нароста на передней поверхности и тем самым увеличить стойкость режущего инструмента при скоростях резания 25...35 м/мин. С другой стороны, возможно повысить производительность процесса обработки при повышенной стойкости режущей пластины из-за увеличения скоростей резания до 55 м/мин и образованием на ее поверхности нароста.

Наличие микрорельефа на передней поверхности резца увеличивает силу трения, препятствующую сходу по

ней стружки. Особенно это касается резца с $\gamma_k = 10^\circ$, при котором суммарный передний угол равен нулю и стружка движется по плоской передней поверхности с коэффициентом трения, равным коэффициенту внешнего трения 0,18 при угле трения, равном 10° . Уменьшения силы трения также можно достигнуть путем повышения температуры в зоне резания до оптимальной, равной $\theta = 300^\circ\text{C}$ [3, 4]. Это достигается путем увеличения скорости резания, в нашем случае с 30 до 55 м/мин. Контроль величины температуры и оптимальной скорости резания осуществляется путем определения минимальной величины усадки стружки. Повышение скорости резания до 55 м/мин, при которой превалирует абразивно-адгезионный вид износа, повышает производительность процесса.

На рис. 11 приведены зависимости коэффициента усадки стружки от скорости резания и углов канавки при обработке заготовки из стали 45 $D = 73,8$ мм твердосплавной пластиной Т5К10, упрочненной методом АДУ, с передним углом $\gamma = 10^\circ$ и канавки под углами 0, 10 и 32° при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм.

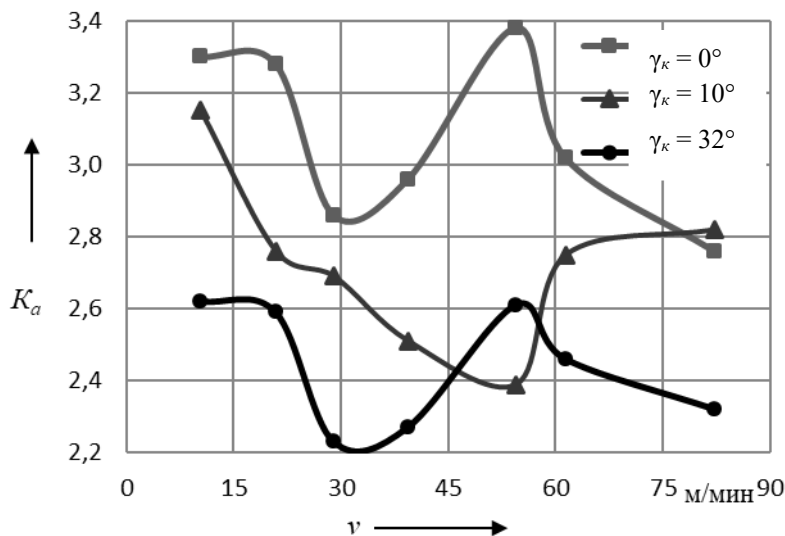


Рис. 11. Зависимости коэффициента усадки стружки K_a от скорости резания v и углов канавки γ_k при обработке заготовки из стали 45 $D = 73,8$ мм твердосплавной пластиной Т5К10, упрочненной методом АДУ, с передним углом $\gamma = -10^\circ$ при $s = 0,24$ мм/об, $t = 1$ мм

Анализ зависимостей, изображенных на рис. 9 и 10, показывает, что при обработке металлорежущими твердосплавными пластинами Т5К10, упрочненными методом АДУ, влияние коэффициента усадки стружки и угла стружечной канавки от скорости резания при обработке заготовок из стали хотя и носит похожий характер, но значения коэффициента усадки стружки после применения метода АДУ меньше, чем без АДУ, а следовательно, величина нароста после упрочнения методом АДУ возрастает. Так, для твердосплавных пластин Т5К10 после АДУ коэффициент усадки стружки уменьшается: для пластин с углом канавки $\gamma_k = 0^\circ$ – в 1,05 раза (с 2,97 до 2,83); с углом канавки, равном $\gamma_k = 10^\circ$ – в 1,16 раз (с 2,47 до 2,38); с углом канавки $\gamma_k = 32^\circ$ – в 1,05 раза (с 2,3 до 2,19). Такое поведение коэффициента усадки стружки после метода АДУ можно объяснить тем, что метод АДУ способствует уменьшению износа, возникающего при процессах прерывистого резания, появляющегося из-за образования и от-

рыва элементов нароста от лезвия инструмента. Следовательно, метод АДУ также может быть применим для увеличения величины нароста при средних скоростях резания.

Выводы

1. Показано, что при обработке в зоне скоростей резания, при которых может возникать наростообразование, уменьшение износа инструмента возможно достичь путем создания на передней поверхности инструмента специального микрорельефа в виде канавок, расположенных под углом по отношению к главному лезвию.

2. Обосновано, что определение максимальной величины нароста возможно осуществить через установление минимальной величины коэффициента усадки стружки, который определяется через отношение толщины стружки к толщине срезаемого слоя, зависящей от подачи и главного угла в плане режущего лезвия.

3. Установлено, что максимальная

величина нароста при обработке стали 40Х твердосплавными пластинами Т5К10 с передним углом -10° обеспечивается при скорости резания 27...30 м/мин и подаче 0,24...0,35 мм/об.

4. Установлено, что с увеличением пластичности обрабатываемого материала коэффициент усадки стружки увеличивается. Однако при этом минимальные значения коэффициента усадки стружки лежат практически в одинаковых диапазонах скоростей – 27...32 м/мин, что указывает на то, что наростообразование от физико-механических свойств обрабатываемого материала имеет слабую зависимость.

5. Установлено, что при наличии канавки, расположенной под углом 10° по отношению к передней поверхности лезвия, образующаяся стружка имеет признаки как элементной, так и сливной стружки, переходящей при скорости 61,4 м/мин практически в сливную стружку. При наличии канавки под углом 32° образующаяся стружка имеет признаки как элементной, так и сливной стружки практически на всех исследуе-

мых скоростях резания.

6. Установлено, что при увеличении угла канавки от 0 до 32° величина коэффициента усадки стружки уменьшается в 1,35 раз с $K_a = 2,96$ до $K_a = 2,19$ (соответственно величина нароста увеличивается), при этом скорость резания, при которой будет минимальный коэффициент усадки стружки, сначала увеличивается с 30 до 54 м/мин при увеличении угла канавки от 0 до 10° , а затем уменьшается до 32 м/мин при увеличении угла канавки до 32° . Изменением угла канавки на передней поверхности режущего лезвия по отношению к её плоскости возможно, с одной стороны, увеличить стойкость режущего инструмента при скоростях резания 25...35 м/мин за счет увеличения нароста на передней поверхности, с другой стороны, обеспечить повышение производительности процесса обработки за счет увеличения скоростей резания до 55 м/мин.

7. Установлено, что метод аэродинамического звукового упрочнения способен обеспечить увеличение нароста при средних скоростях резания.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Григорьев, С. Н. Методы повышения стойкости режущего инструмента: учебник / С. Н. Григорьев. – Москва: Машиностроение, 2011. – 368 с.
2. Ярьсько, С. И. Физические и технологические основы упрочнения твердых сплавов: монография / С. И. Ярьсько. – Самара: Самар. науч. центр РАН, 2006. – 244 с.
3. Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – Москва: Машиностроение, 1975. – 344 с.
4. Кожевников, Д. В. Резание материалов: учебник / Д. В. Кожевников, С. В. Кирсанов; под общ. ред. С. В. Кирсанова. – Москва: Машиностроение, 2007. – 304 с.
5. Шатуров, Д. Г. Исследование режущей способности твердосплавного лезвийного инструмента при средних скоростях резания / Д. Г. Шатуров // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2019. – № 3 (64). – С. 112–119.
6. Лазерная обработка электроискровых покрытий / О. Г. Девойно [и др.] // Инновационные технологии, автоматизация и мехатроника в машино- и приборостроении: материалы Междунар. науч.-практ. конф., Минск, 11 апр. 2012 г. – Минск: Бизнесофсет, 2012. – С. 81–82.
7. Способ аэродинамического упрочнения изделий: пат. ВУ 2557175 / А. Н. Жигалов, Г. Ф. Шатуров, В. М. Головков. – Оpubл. 20.07.2015.

8. **Жигалов, А. Н.** Теоретические основы аэродинамического звукового упрочнения твердосплавного инструмента для процессов прерывистого резания: монография / А. Н. Жигалов, В. К. Шелег. – Могилев: МГУП, 2019. – 213 с.

Статья сдана в редакцию 10 мая 2020 года

Анатолий Николаевич Жигалов, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.
E-mail: jigalov6@mail.ru.

Денис Геннадьевич Шатуров, канд. техн. наук, Белорусско-Российский университет.
Тел.: +375-222-25-67-98.

Александр Алексеевич Жолобов, канд. техн. наук, проф., Белорусско-Российский университет.
E-mail: BRU_AA@mail.ru.

Александр Сергеевич Ранцевич, магистрант, Белорусский национальный технический университет.
E-mail: alex07lala@mail.ru.

Anatoly Nikolayevich Zhigalov, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.
E-mail: jigalov6@mail.ru.

Denis Gennadyevich Shaturov, PhD (Engineering), Belarusian-Russian University.
Tel.: +375-222-25-67-98.

Aliaksandr Alekseyevich Zholobov, PhD (Engineering), Prof., Belarusian-Russian University.
E-mail: BRU_AA@mail.ru.

Aliaksandr Sergeyevich Rantsevich, MSc student, Belarusian National Technical University.
E-mail: alex07lala@mail.ru.

УДК 629.113-592.004.58

Ю. Д. Карпиевич

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОРОГОВЫХ ЗНАЧЕНИЙ РАБОТЫ ТРЕНИЯ
ФРИКЦИОННЫХ ДИСКОВ ГИДРОПОДЖИМНЫХ МУФТ КОРОБКИ
ПЕРЕДАЧ ТРАКТОРА «БЕЛАРУС»**

UDC 629.113-592.004.58

Y. D. Karpievich

**DETERMINING THRESHOLD VALUES FOR FRICTIONAL WORK
OF FRICTION DISKS OF HYDRAULIC CLUTCHES USED IN THE BELARUS
TRACTOR GEARBOX**

Аннотация

Определены на стенде пороговые значения работ трения фрикционных дисков гидроподжимных муфт коробки передач, соответствующие их предельно допустимым износам. Приведена схема стенда для испытаний гидроподжимных муфт коробки передач. Получены результаты испытаний.

Ключевые слова:

пороговое значение, гидроподжимная муфта, трактор, работа трения, фрикционные диски, бортовое диагностирование.

Abstract

Threshold values for frictional work of friction discs of gearbox hydraulic clutches corresponding to their maximum permissible wear have been determined by using the test bench. The diagram of the test bench for testing hydraulic clutches of the gearbox is shown. Test results have been obtained.

Keywords:

threshold value, hydraulic clutch, tractor, friction work, friction discs, on-board diagnostics.

Введение

Одна из основных задач, стоящая перед экономикой Республики Беларусь в ходе ее радикального реформирования и интегрирования в мировую систему хозяйствования, заключается в повышении технического уровня и обеспечения конкурентоспособности выпускаемой продукции и, в частности, тракторов.

Эта задача может быть решена путем внедрения в конструкцию трактора бортовых систем диагностирования силового агрегата и, в частности, коробок передач с гидроподжимными муфтами.

Но разработка методов бортового диагностирования технического состоя-

ния коробок передач с гидроподжимными муфтами предполагает определение такого диагностического параметра, как пороговое значение работ трения фрикционных дисков для каждой передачи.

В результате проведенных стендовых испытаний гидроподжимных муфт коробки передач трактора «Беларус» эти пороговые значения работ трения для каждой передачи были определены экспериментальным путем.

Объект испытаний

Объектом испытаний являлась коробка передач с гидроподжимными муфтами. Конструкция коробки

передаточ приведена на рис. 1.

Цель испытаний

Целью испытаний являлось экспериментальное определение на стенде порогового значения работы трения фрикционных дисков гидроподжимных муфт коробки передач, соответствующего их предельно допустимому износу, и применение в дальнейшем работы трения в качестве интегрального пока-

зателя степени износа фрикционных дисков при бортовом диагностировании технического состояния гидроподжимных муфт коробок передач тракторов.

Методика испытаний

Стендовые испытания проводились в лаборатории КИБ шасси корпуса ускоренных испытаний на стенде с поглощением мощности. Схема стенда приведена на рис. 2.

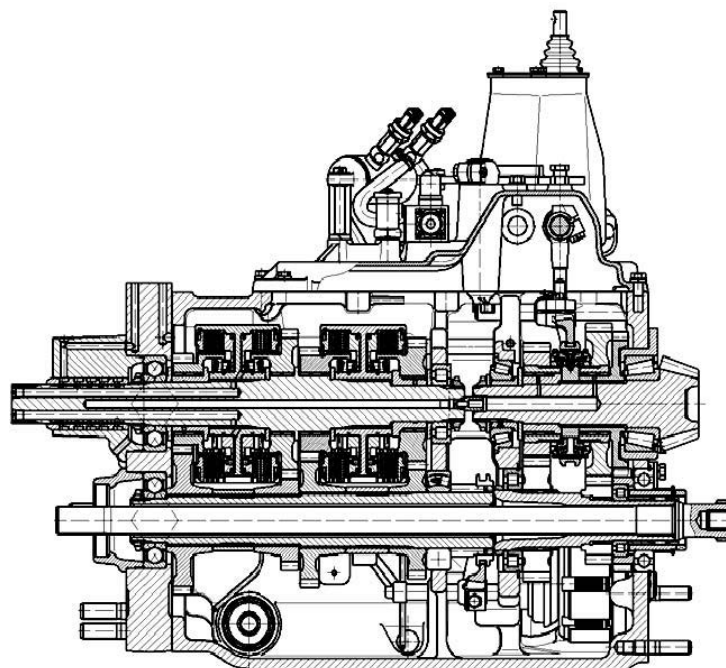


Рис. 1. Конструкция коробки передач

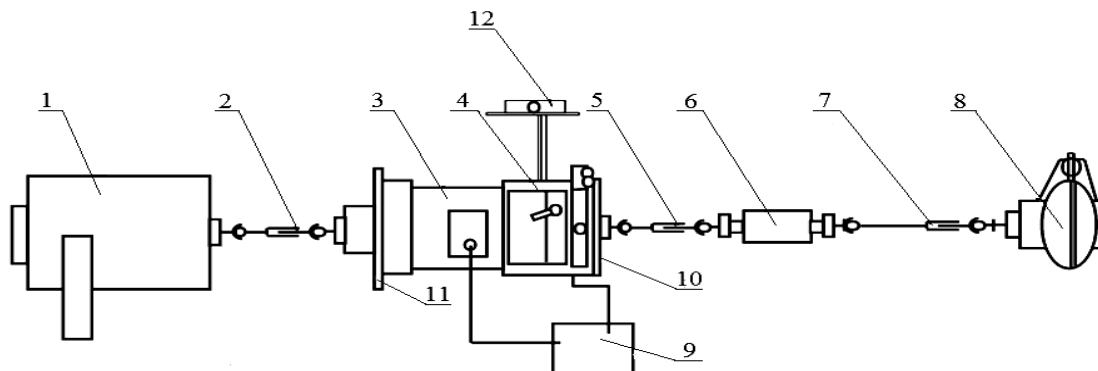


Рис. 2. Схема стенда для испытаний коробки передач: 1 – машина балансирная; 2, 5, 7 – валы карданные; 3 – корпус муфты сцепления; 4 – коробка передач; 6 – датчик вращающего момента; 8 – нагрузатель (тормоз гидравлический); 9 – бак системы охлаждения; 10, 11 – стойки задняя и передняя; 12 – пульт управления

В качестве привода использовалась балансирующая машина 1DS 1036 мощностью 236 кВт. В качестве нагрузителя использовался гидротормоз HS-250 с поглощаемой мощностью 250 кВт.

Коробка передач была заправлена маслом М10Г2 ГОСТ 8581–78.

При записи параметров использовались усилитель KWS 521 А и контроллер – регистратор в комплекте с персональным компьютером.

Интервал опроса параметров при записи процессов составлял 0,02 с.

Переключение передач осуществлялось пультом управления ПУ-3М, в котором было установлено время задержки для перекрытия передач при переключениях 0,3 с.

Объем испытаний оговаривался заданием на испытания и составлял 30000 циклов включений.

Испытания представляли собой периодическое переключение в коробке передач с высшей передачи на низшую и обратно.

После окончания испытаний производилась разборка коробки передач для обмера толщины фрикционных дисков и оценки их состояния.

Результаты испытаний

Коробка передач отработала полный объем испытаний без замечаний, сохранив после испытаний свою работоспособность.

В процессе испытаний были проведены записи осциллограмм (рис. 3–8) процессов переключения передач в коробке передач.

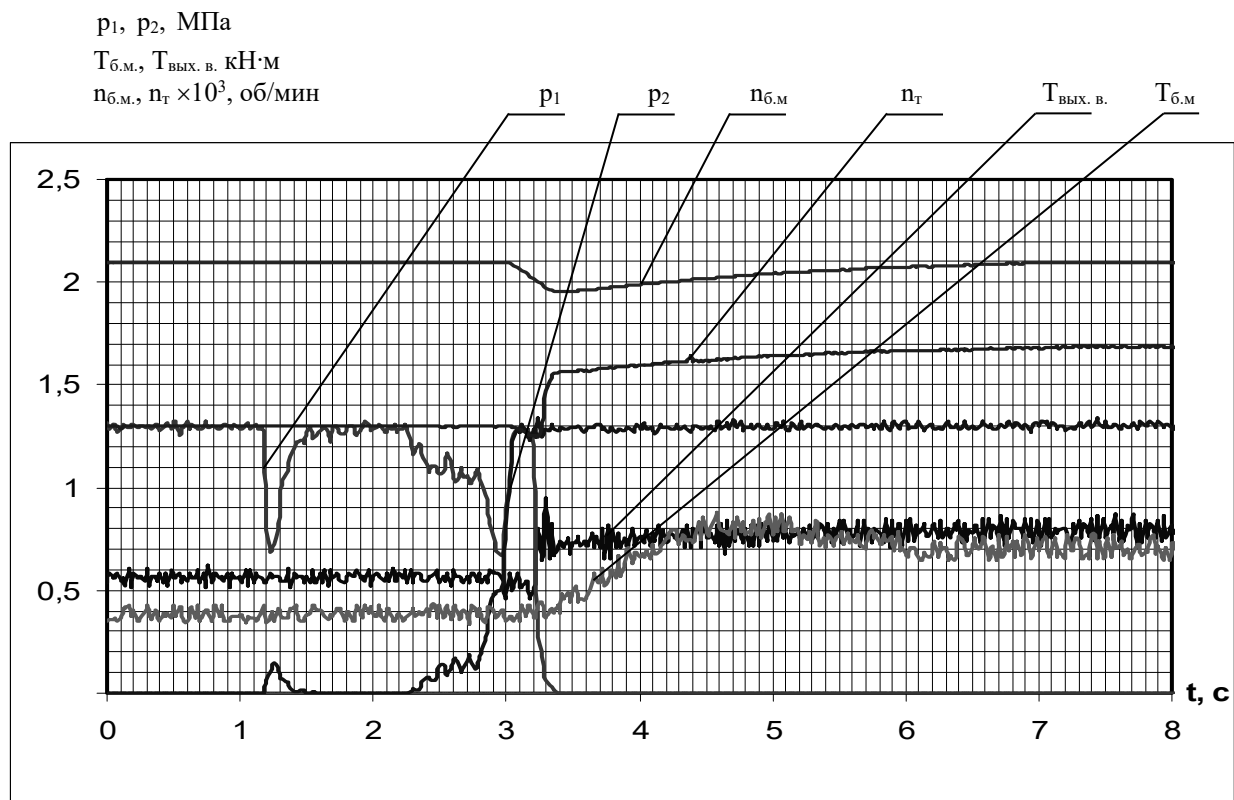


Рис. 3. Процесс переключения передач по схеме 1 → 2

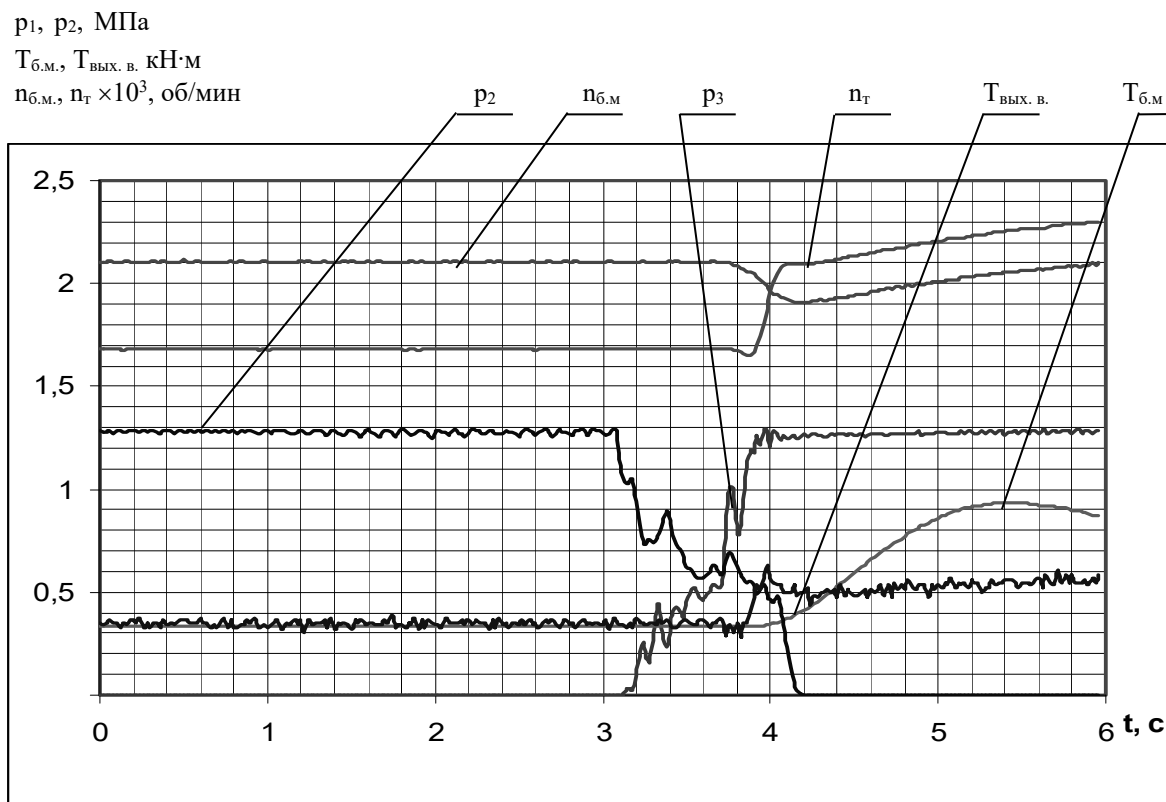


Рис. 4. Процесс переключения передач по схеме 2 $\rightarrow$ 3

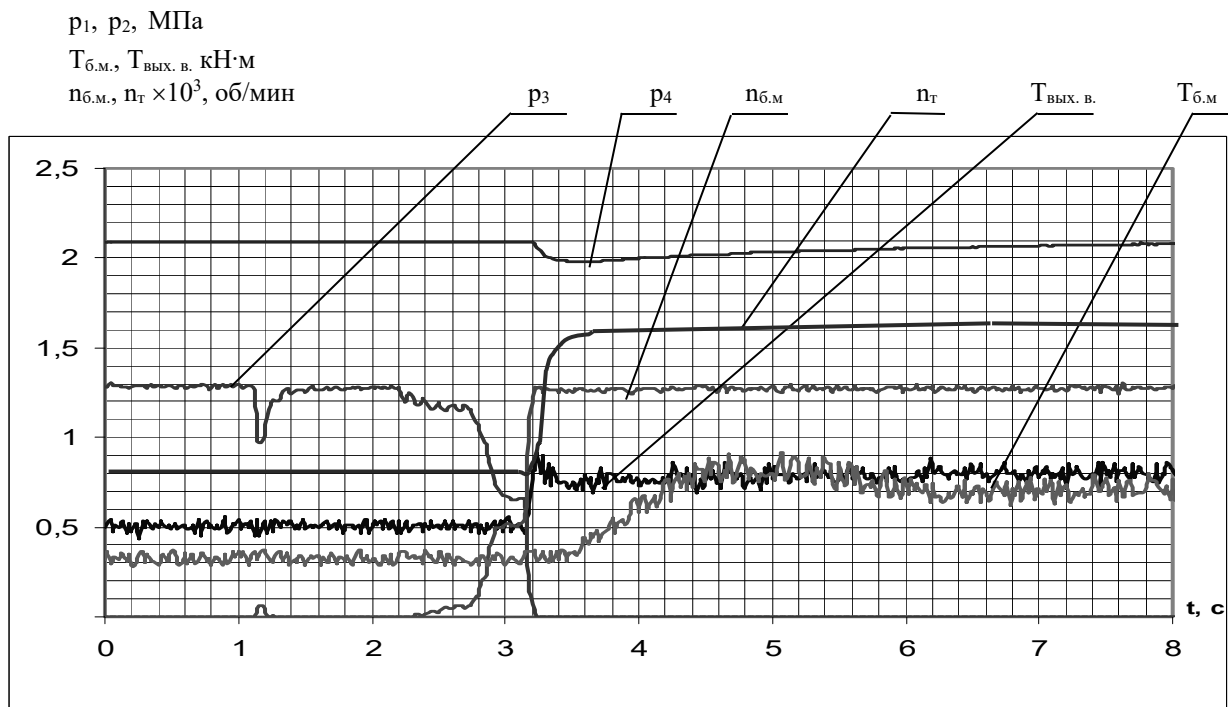


Рис. 5. Процесс переключения передач по схеме 3 $\rightarrow$ 4

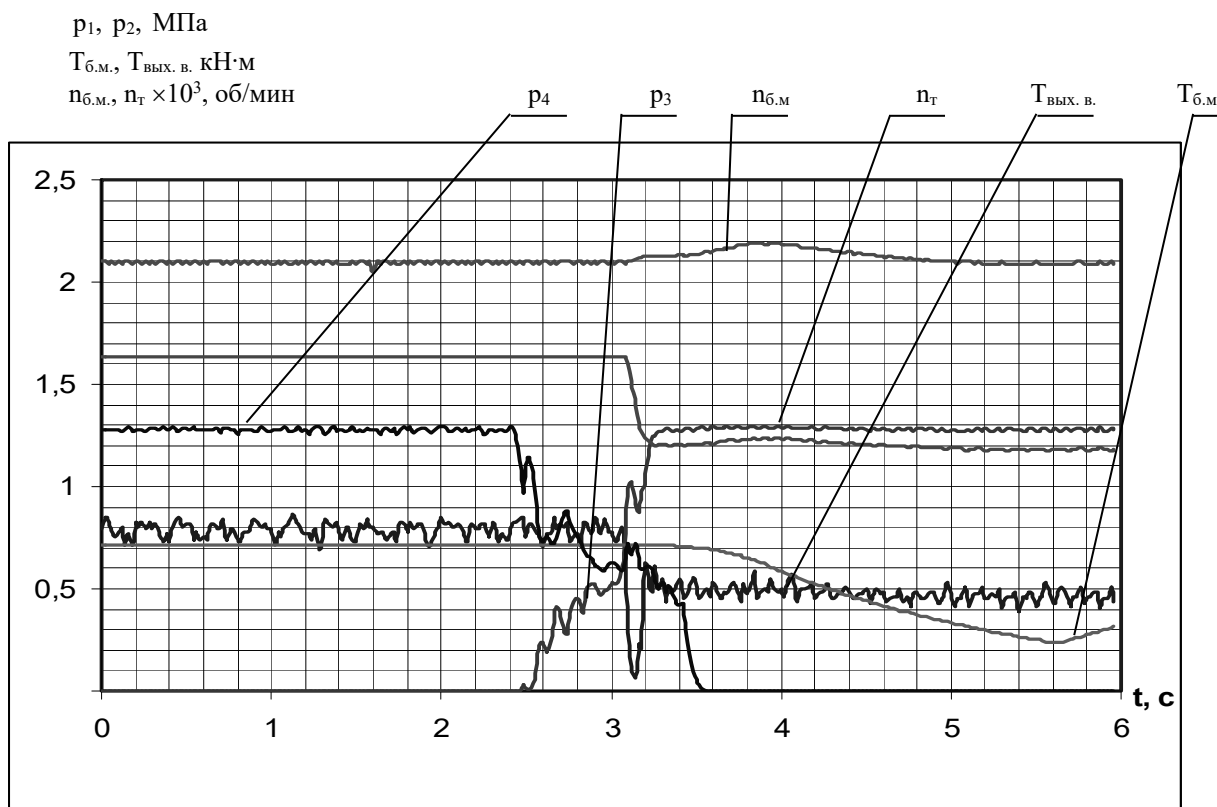


Рис. 6. Процесс переключения передач по схеме 4 → 3

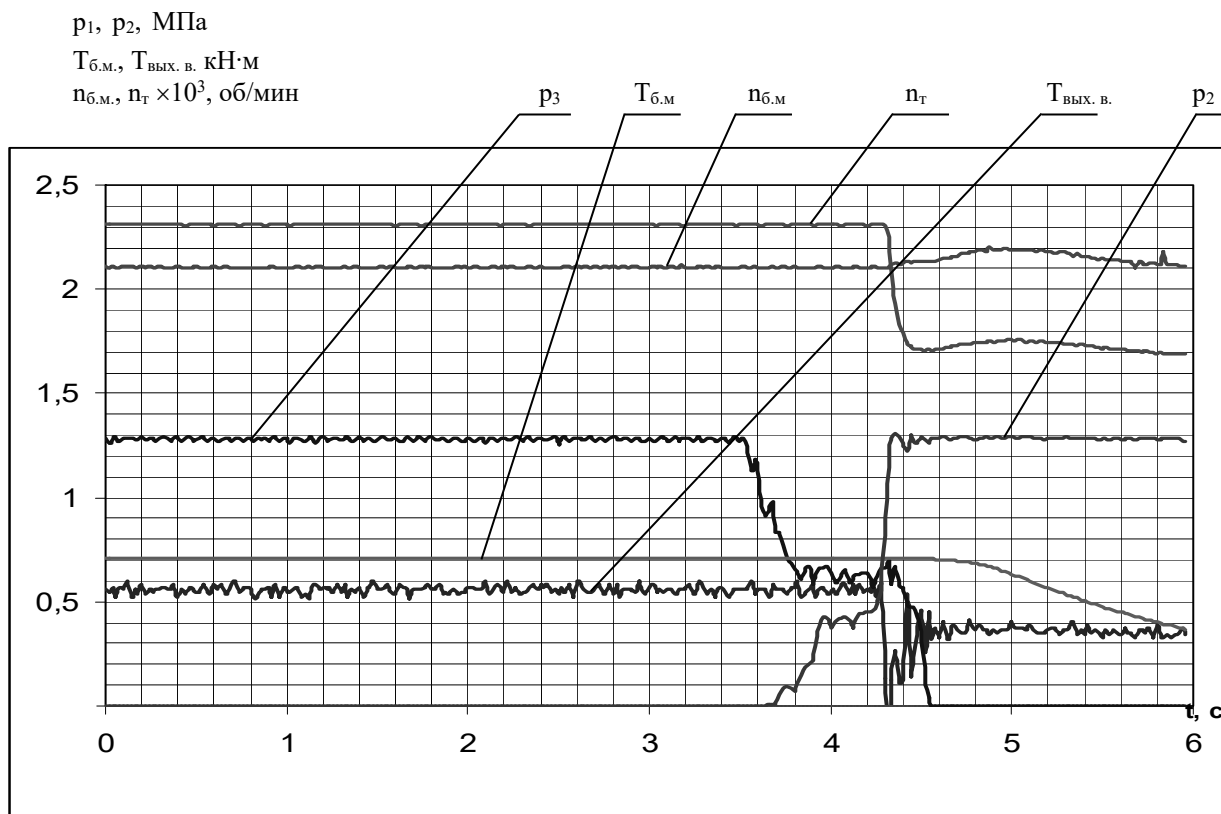


Рис. 7. Процесс переключения передач по схеме 3 → 2

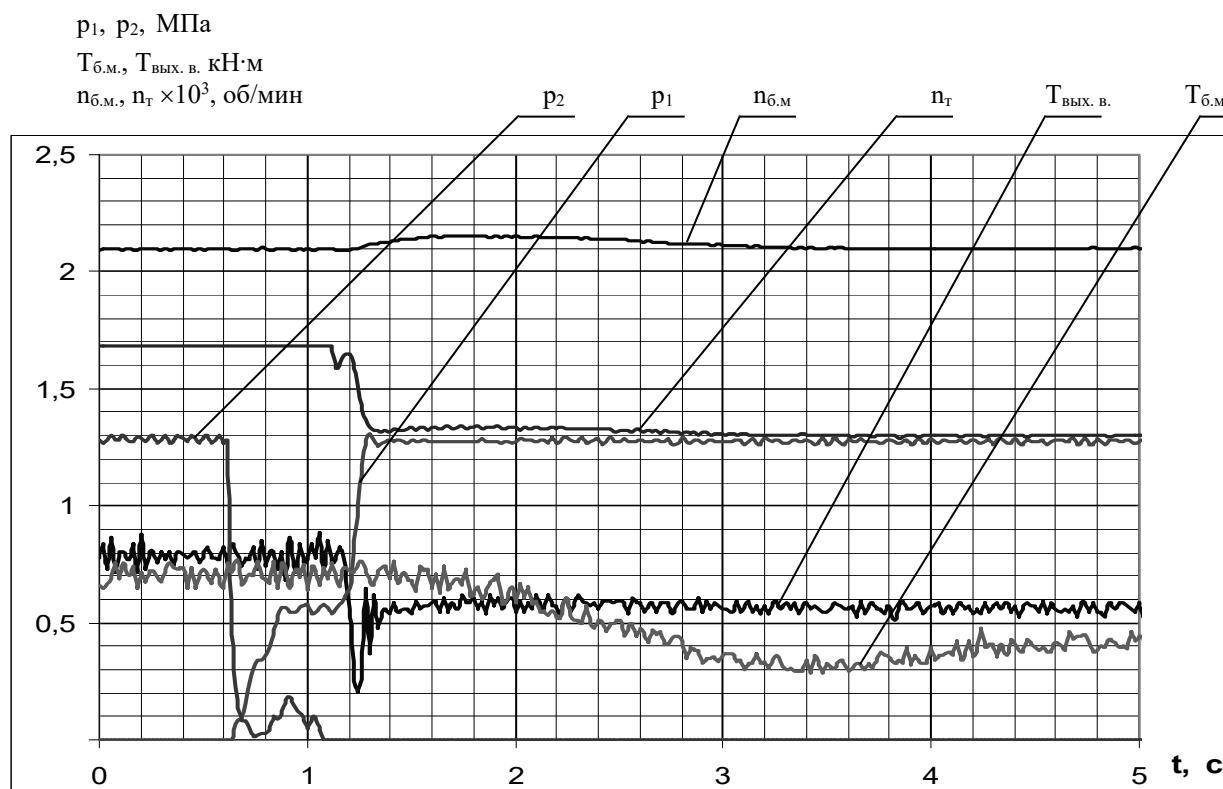


Рис. 8. Процесс переключения передач по схеме 2 → 1

Обозначения, используемые на осциллограммах:

– p_1, p_2, p_3, p_4 – давления в каналах управления гидроподжимными муфтами (на выходе из распределителя);

– $T_{\text{вых. в.}}, T_{\text{б.м.}}$ – вращающий момент на выходном валу коробки передач и на валу балансирной машины соответственно;

– $n_t, n_{\text{б.м.}}$ – частоты вращения вала тормоза (выходного вала коробки передач) и вала балансирной машины соответственно.

При включении гидроподжимных муфт на стенде на заданных режимах нагружения поглощалась работа трения в пределах 149...150 кДж.

Суммарное значение работы трения за период испытаний (за 30000 циклов включений) для каждой из четырех

гидроподжимных муфт

$$L = 150 \cdot 30000 = 4500000 \text{ кДж.}$$

По окончании испытаний была произведена разборка коробки передач для оценки состояния дисков гидроподжимных муфт и замера их толщины.

Видимых повреждений ведомых и ведущих дисков при осмотре не отмечено.

По результатам испытаний, приведенных в табл. 1, средний износ ведомых дисков гидроподжимных муфт составил:

- первая передача $H_1 = 0,05$ мм;
- вторая передача $H_2 = 0,16$ мм;
- третья передача $H_3 = 0,21$ мм;
- четвертая передача $H_4 = 0,25$ мм.

Табл. 1. Результаты обмера дисков гидроподжимных муфт коробки передач после испытаний

Фрикционная муфта	Толщина ведомых дисков, мм ($t_{ном.} = 3,15$)			
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
1 передача	3,07	3,12	3,12	3,09
2 передача	2,98	2,91	3,04	3,04
3 передача	3,08	2,79	2,93	2,98
4 передача	3,0	2,8	2,83	2,98

Из анализа результатов испытаний следует, что средняя работа трения на единицу линейного износа (на 1 мм) фрикционных дисков гидроподжимных муфт коробки передач составляет:

– первая передача

$$L_1 = L : H_1 = 4500000 : 0,05 =$$

$$= 90000000 \text{ кДж/мм};$$

– вторая передача

$$L_2 = L : H_2 = 4500000 : 0,16 =$$

$$= 28125000 \text{ кДж/мм};$$

– третья передача

$$L_3 = L : H_3 = 4500000 : 0,21 =$$

$$= 21428571 \text{ кДж/мм};$$

– четвертая передача

$$L_4 = L : H_4 = 4500000 : 0,25 =$$

$$= 18000000 \text{ кДж/мм}.$$

Учитывая тот факт, что номинальное значение толщины ведомого диска составляет 3,15 мм, а их замена производится, если толщина фрикционного диска меньше допустимого предела, равного 2 мм, т. е. линейный износ диска достигает предельного износа $H_{max} = 1,15$ мм [1], то пороговое значение работы трения, соответствующее

предельно допустимому износу фрикционных дисков гидроподжимных муфт, составило:

– первая передача

$$L_{01} = L_1 \cdot H_{max} = 90000000 \cdot 1,15 =$$

$$= 103500000 \text{ кДж};$$

– вторая передача

$$L_{02} = L_2 \cdot H_{max} = 28125000 \cdot 1,15 =$$

$$= 32343750 \text{ кДж};$$

– третья передача

$$L_{03} = L_3 \cdot H_{max} = 21428571 \cdot 1,15 =$$

$$= 24642857 \text{ кДж};$$

– четвертая передача

$$L_{04} = L_4 \cdot H_{max} = 18000000 \cdot 1,15 =$$

$$= 20700000 \text{ кДж}.$$

Заключение

В результате проведенных стендовых испытаний гидроподжимных муфт коробки передач, экспериментальным путем определены пороговые значения работ трения фрикционных дисков для каждой передачи (первая передача – $L_{01} = 103500000$ кДж; вторая передача – $L_{02} = 32343750$ кДж; третья передача – $L_{03} = 24642857$ кДж; четвертая передача –

ча – $L_{04} = 20700000$ кДж), соответствующие их предельно допустимым износам, позволяющие прогнозировать выработку ресурса фрикционных дисков

гидроподжимных муфт коробки передач, используя при этом интегральный показатель работы трения при их бортовом диагностировании.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Пуховой, А. А.** Тракторы. Устройство. Техническое обслуживание. Ремонт. «БЕЛАРУС» серия 1000-2000: учебное пособие / А. А. Пуховой, И. Н. Шило. – Астана: КАТУ им. С. Сейфуллина, 2012. – 779 с.

Статья сдана в редакцию 6 июля 2020 года

Юрий Дмитриевич Карпиевич, д-р техн. наук, проф., Белорусский национальный технический университет. E-mail: irina-mi-k@yandex.ru.

Yury Dmitrievich Karpievich, DSc (Engineering), Prof., Belarusian National Technical University. E-mail: irina-mi-k@yandex.ru.

УДК 621.923

М. П. Кульгейко, А. П. Лепший, Г. С. Кульгейко

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ПЛОСКОСТЕЙ НА БАЗЕ ОБОБЩЕННОЙ МОДЕЛИ МАГНИТНОГО ИНДУКТОРА

UDC 621.923

M. P. Kulgeiko, A. P. Lepshiy, G. S. Kulgeiko

RESEARCH ON OPERABILITY OF A TOOL FOR MAGNETIC ABRASIVE PROCESSING OF PLANES BASED ON THE GENERALIZED MODEL OF A MAGNETIC INDUCTOR

Аннотация

Представлены результаты экспериментальных исследований режущей способности инструмента из ферроабразивного порошка при магнитно-абразивной обработке плоскостей. Установлены зависимости производительности обработки от конструктивных и геометрических параметров магнитного индуктора с наклонным межполюсным пространством. Определены оптимальные значения изменяемых параметров полюсных наконечников.

Ключевые слова:

магнитно-абразивная обработка, магнитный индуктор, полюсные наконечники, производительность, оптимизация.

Abstract

The paper presents the results of experimental studies of the cutting ability of a tool made of ferroabrasive powder during magnetic abrasive processing of planes. The relationships between the processing productivity and the design and geometric parameters of a magnetic inductor with an inclined interpolar space have been established. The optimal values of changing parameters of the pole pieces have been determined.

Keywords:

magnetic abrasive processing, magnetic inductor, pole pieces, productivity, optimization.

Введение

Обеспечение высокого качества продукции, повышение производительности труда и эффективности общественного производства являются важнейшими задачами современного машиностроения. В решении задач, стоящих перед машиностроением, большое внимание отводится проблеме обеспечения надежности и долговечности деталей машин. А так как большинство деталей машин выходят из строя в результате износа и разрушения поверх-

ностей, то актуальной является проблема создания эксплуатационных свойств рабочих поверхностей деталей. Таким образом, задача состоит в формировании поверхностного слоя материала, обладающего соответствующими функциональными свойствами.

В настоящее время широкое распространение находят комбинированные методы формирования поверхности, в том числе с использованием концентрированных потоков энергии [1–5]. Значительный интерес представляют технологии, основанные на применении

энергии электрических и магнитных полей, образующих совокупность магнитоэлектрических способов обработки [6–12]. Определенное место в ряду таких технологий занимает магнитно-абразивная обработка (МАО).

Сущность МАО заключается в том, что порошковая ферромагнитная абразивная масса под действием магнитного поля уплотняется и прижимается к обрабатываемой детали и при их относительном перемещении осуществляет абразивное воздействие на ее поверхность, в результате которого происходит процесс микрорезания со снятием тончайших слоев металла и его окислов, а также сглаживание микронеровностей поверхностного слоя путем их пластического деформирования. Диспергирование и пластическое деформирование поверхностного слоя при МАО усиливается химическими и адсорбционными процессами, происходящими на поверхности детали в присутствии химических и поверхностно-активных веществ (ПАВ) – компонентов СОЖ. Процесс микрорезания сопровождается разрушением и удалением непрерывно образующихся на поверхности химических пленок, в основном оксидных [6, 12]. Таким образом, в основе процесса формирования поверхностного слоя при МАО лежит механический и (или) механохимический механизм съема металла и его оксидов [1, 5, 7, 12]. Метод МАО широко применяется для отделочно-зачистной обработки поверхностей различной геометрической формы: наружных и внутренних поверхностей вращения, плоскостей, фасонных поверхностей, стандартизованных и специальных профилей и т. п. [6, 12].

Постановка задачи

При магнитно-абразивной обработке плоскостей применяются в основном две принципиально различные схемы процесса. Основная особенность заключается в конструкции магнитного индуктора и, как следствие, кинематике процесса.

По первой схеме обработка осуществляется режущим инструментом, сформированным магнитным полем из ферроабразивного порошка на торцевой поверхности магнитного индуктора. Индуктор вращается относительно оси, перпендикулярной обрабатываемой поверхности детали. Ферроабразивный порошок, находящийся в рабочей зоне между торцем индуктора и поверхностью детали, под действием магнитного поля прижимается к обрабатываемой поверхности. При реализации рабочих движений в технологической системе осуществляется процесс обработки поверхности детали сформированным инструментом.

Для реализации процесса МАО по второй схеме применяется индуктор, состоящий из двух оппозитно расположенных полюсных наконечников, между которыми создается магнитное поле. Режущий инструмент формируется из ферроабразивного порошка на периферии индуктора в дугообразных магнитных потоках выпучивания. При обработке индуктор вращается вокруг оси, параллельной обрабатываемой поверхности, а рабочая зона охватывает близлежащую к образующей цилиндра область между индуктором и поверхностью детали. При вращении инструмента ферроабразивный порошок перемещается в сужающийся рабочий зазор и производит абразивное воздействие на поверхность детали.

Мощность потока выпучивания, под действием которого формируется инструмент, во многом определяется конструктивными и геометрическими параметрами полюсных наконечников. В [13] представлены результаты геометрического и магнитостатического анализа обобщенной модели индуктора для магнитно-абразивной обработки плоских поверхностей (рис. 1). Характерной особенностью представленного индуктора является формирование абразивного инструмента на периферии полюсных наконечников, образующих наклонное межполюсное пространство.

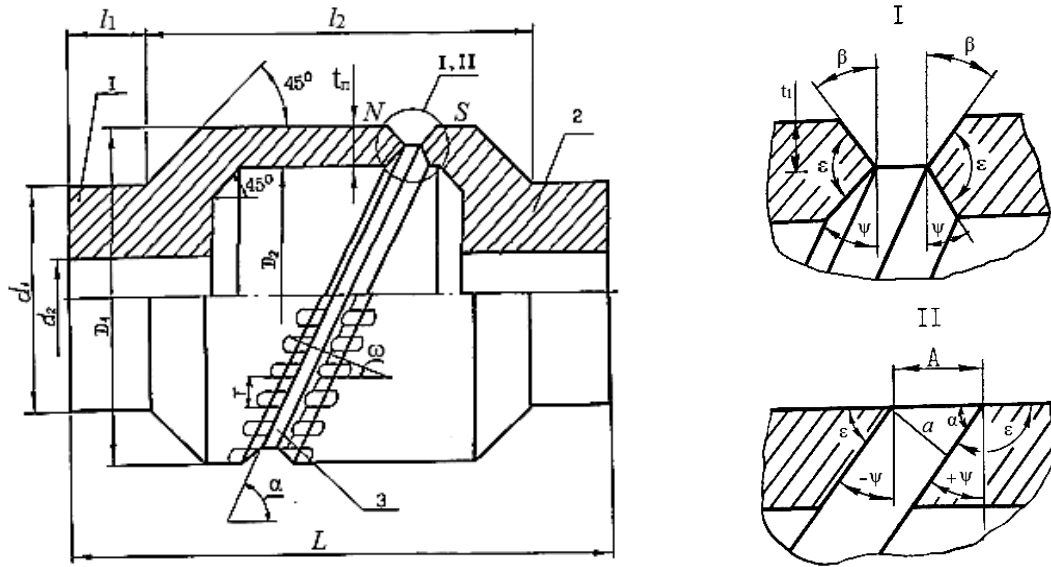


Рис. 1. Обобщенная модель магнитного индуктора

Индуктор состоит из двух полюсных наконечников 1 и 2, разделенных немагнитной прокладкой 3, и характеризуется следующими параметрами: d_1 – диаметр шейки под электромагнитную катушку; d_2 – посадочный диаметр; D_1 и D_2 – наружный и внутренний диаметры магнитного индуктора соответственно; α – угол наклона торцевой поверхности полюса к его оси вращения; ψ и β – внутренний и наружный углы скоса торцевой поверхности полюса, соответственно; ε – угол заострения торцевой поверхности полюса; T и ω – шаг и угол направления концентраторов магнитного поля, соответственно; t_n – толщина кольцевого полюсного наконечника; a – нормальный межполюсный зазор, т. е. расстояние между полюсами по нормали к их торцевым поверхностям; A – осевой межполюсный зазор, т. е. расстояние между полюсами вдоль оси вращения индуктора.

Ранее выполненные исследования обобщенной модели индуктора позволили установить взаимосвязь геометрических параметров индуктора и их влияние на распределение магнитных потоков в межполюсном пространстве и рабочей области инструмента. Были опре-

делены особенности и закономерности формирования магнитного поля в рабочей зоне при изменении геометрии полюсных наконечников. Однако, для обоснованной оценки эффективности принятых решений и практической реализации технологии требуется проведение исследований по работоспособности инструмента, сформированного на базе оригинальной модели магнитного индуктора.

Цель исследования

Оптимизация конструктивных и геометрических параметров полюсных наконечников индуктора для обработки плоскостей.

Объект и методика исследований

Объектом исследований является инструмент из ферроабразивного порошка, сформированный с использованием индуктора с изменяющимися параметрами. Изучалось влияние варьируемых конструктивных и геометрических параметров полюсных наконечников на производительность процесса обработки латуни Л62 и нержавеющей стали X18H10T.

Решение поставленной задачи осуществлялось на основе построения математических моделей влияния отдельных параметров на процесс обработки. Исследования проводились с использованием планирования эксперимента и математической обработки данных. Параметром оптимизации принят удельный весовой съём материала Δq . Независимыми переменными выбраны основные параметры полюсных наконечников. Постоянными факторами при обработке приняты следующие: скорость вращения индуктора $V_{\Gamma} = 1,7$ м/с; скорость подачи заготовки $S = 45$ мм/мин; время обработки $\tau = 1$ мин; величина рабочего зазора $\delta = 2,5$ мм; зернистость абразивного порошка $\Delta = (-315 + 100)$ мкм; смазочно-охлаждающая жидкость – 5-процентный раствор «Аквол-10» в воде.

На основе предварительных исследований установлено, что одномерные зависимости функции выхода представляют собой кривые, близкие к кривым второго порядка. Поэтому искомые зависимости находили в виде уравнений регрессии второй степени. Полученные уравнения представляли в натуральных значениях факторов и строили графические зависимости, на основе которых выполнен анализ результатов исследований.

Основная часть

Влияние угла наклона полюсов и межполюсного зазора. На рис. 2 представлены графики зависимости удельного съема материала при обработке индуктором с обычным (см. рис. 2, а) и увеличенным (см. рис. 2, б) межполюсным зазором a . Анализ данных зависимостей показывает, что для индуктора с нормальным зазором практически для всех углов наклона торцов полюсных наконечников α максимум производительности наблюдается при величине зазора a от 7 до 9 мм. При этом, с уменьшением угла наклона максимум удельного съема смещается в сторону меньших значений a , что в общем согласуется с характером распределения магнитного поля в рабочем зазоре и межполюсном пространстве [13]. С увеличением магнитной индукции потока выпучивания повышается жесткость абразивного инструмента и, соответственно, его режущая способность. В [13] было установлено, что при межполюсном зазоре $a = 7 \dots 9$ мм магнитная индукция в рабочем зазоре имеет максимальное значение, чему соответствует максимум удельного съема материала с обрабатываемой поверхности.

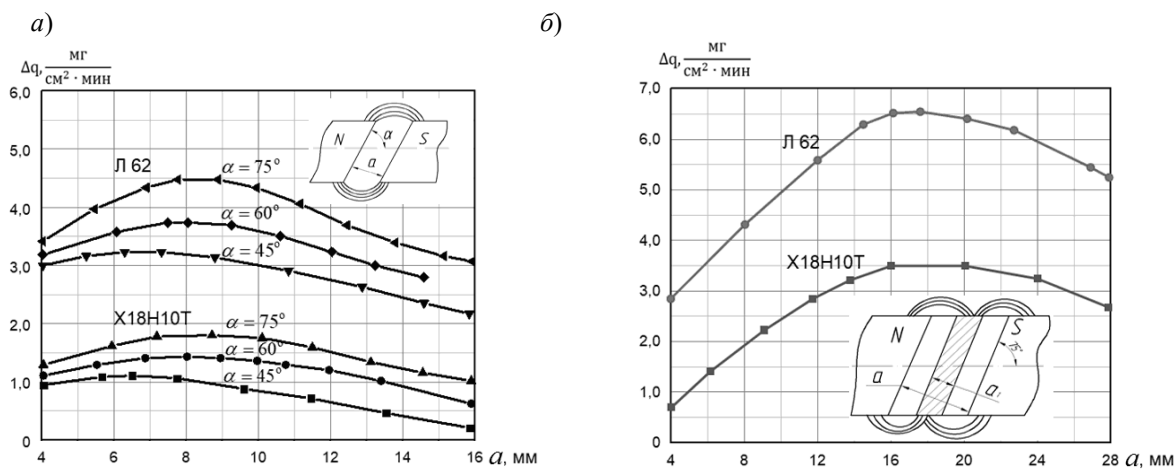


Рис. 2. Зависимость удельного съема материала (Δq) при обработке индуктором с обычным (а) и увеличенным (б) межполюсным зазором ($\alpha = 75^\circ$)

Увеличение угла наклона межполюсного пространства α позволяет увеличить ширину режущего инструмента. Однако при этом происходит смещение максимума магнитной индукции от середины полюсов в сторону полюса с острым углом ε и к увеличению осевого зазора A при той же величине нормального зазора a [13]. В результате происходит ослабление магнитного поля, удерживающего порошок, жесткость абразивного инструмента уменьшается, наблюдается выброс зерен порошка с рабочей зоны и поверхности полюсов, а, следовательно, производительность процесса снижается. Таким образом, рекомендуемое значение угла наклона полюсов составляет $\alpha \geq 75^\circ$, а величина межполюсного зазора находится в пределах $7 \leq a \leq 9$ мм.

Известно, что если ферромагнитный материал поместить во внешнее магнитное поле, то он выступает в качестве концентратора магнитного потока. Поэтому размещение в межполюсном пространстве магнитного индуктора прокладки из ферромагнитного материала позволит значительно увеличить расстояние между полюсами без существенной потери жесткости инструмента. Такая конструкция магнитного индуктора обеспечивает замыкание магнитного потока выпучивания с полюсов через магнитную прокладку с образованием двойной абразивной щетки. Тем самым увеличивается ширина инструмента и, соответственно, площадь обрабатываемой поверхности.

Исследование производительности МАО индуктором с ферромагнитной прокладкой проводилось при постоянных факторах, описанных выше. Угол наклона полюсов принят $\alpha = 75^\circ$, толщина прокладки из стали Ст 3 $a_1 = 3$ мм, межполюсный зазор изменялся в пределах от 4 до 28 мм с интервалом 4 мм.

Из результатов исследований (см. рис. 2, б) видно, что наличие ферромагнитной прокладки позволяет обеспечить максимум производительности при

межполюсном зазоре $a = 16 \dots 20$ мм. При этом удельный съем материала увеличивается до $\Delta q = 6,85$ мг/см²·мин при обработке латуни Л62 и $\Delta q = 3,74$ мг/см²·мин при обработке стали Х18Н10Т.

Анализ зависимостей $\Delta q = f(a)$ при МАО обычным индуктором (без прокладки (см. рис. 2, а)) и с ферромагнитной прокладкой (см. рис. 2, б)) показывает, что при малых зазорах (до 7 мм) удельный съем материала в первом случае больше, чем при обработке индуктором с прокладкой. По мере увеличения межполюсного зазора производительность увеличивается, причем во втором варианте с большей интенсивностью. Ранее [13] было установлено, что наибольшая магнитная индукция потока выпучивания наблюдается при зазоре $7 \leq a \leq 9$ мм и соотношении $B_0/B_B \approx 1,0$, где B_0 и B_B – величина магнитной индукции основного потока и потока выпучивания соответственно. Поэтому увеличение зазора между полюсом и прокладкой до 7 мм, что соответствует $a = 17$ мм для индуктора с прокладкой, способствует увеличению магнитного потока выпучивания и, следовательно, повышению производительности обработки. Внесение ферромагнитного материала (в данном случае – прокладки) во внешнее магнитное поле усиливает последнее. Поэтому, если у обычного магнитного индуктора при зазоре более 9 мм наблюдается значительный выброс ферроабразивного порошка, то применение прокладки позволяет увеличить межполюсный зазор до $a = 16 \dots 20$ мм. При этом производительность обработки повышается в 1,4–1,9 раза по сравнению с обычным индуктором.

Влияние угла заострения. Угол заострения ε находится в геометрической зависимости с другими углами, определяющими форму торцевой поверхности полюсов ($\beta + \varepsilon + \psi = 180^\circ$). Поэтому в качестве изменяемого независимого параметра принят угол ψ при $\beta = 0^\circ$. Выбор угла $\beta = 0^\circ$ основан на

следующих соображениях. При увеличении угла β увеличивается расстояние между полюсами на периферии индуктора, т. е. в зоне формирования абразивного инструмента. А, следовательно, перераспределение магнитных потоков приводит к увеличению магнитного поля внутри полюсов B_o и уменьшению сил магнитного поля B_B , формирующего инструмент. Соответственно уменьшается жесткость инструмента, его режущая способность и производительность процесса обработки.

Конфигурация межполюсного пространства магнитного индуктора зависит также от параметра t_1 (см. рис. 1), опре-

деляющего положение минимального внутреннего расстояния между торцами полюсных наконечников. Учитывая, что от этого параметра зависит положение концентраторов магнитного поля B_o , принимаем t_1 постоянным и конструктивно равным 3 мм. Другие параметры, формирующие межполюсное пространство, принимаем предельными из области оптимума: $\alpha = 75^\circ$, $a = 9$ мм. Независимый параметр – внутренний угол скоса торцевой поверхности полюса ψ – изменяли в пределах от 0 до 60° с интервалом 15° , что соответствует изменению ε от 180 до 120° (рис. 3).

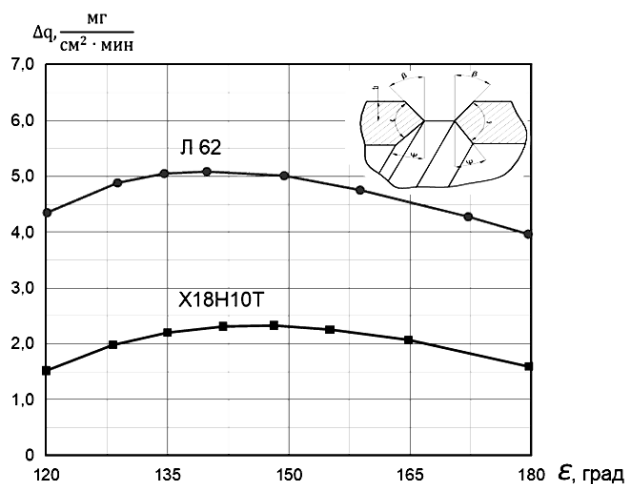


Рис. 3. Зависимость удельного съема материала (Δq) от угла заострения (ε)

С увеличением ψ , т. е. уменьшением угла ε увеличивается расстояние между полюсами во внутренней области индуктора. Это приводит к перераспределению магнитных потоков в сторону уменьшения B_o и, соответственно, увеличению потока B_B , формирующего инструмент. В связи с этим увеличивается интенсивность съема материала и достигает максимума при $\varepsilon = 135...150^\circ$. Так, удельный съем при обработке стали Х18Н10Т и латуни Л62 составляет $\Delta q = 2,54$ мг/(см²·мин) и $\Delta q = 5,36$ мг/(см²·мин) соответственно. Дальнейшее увеличение угла ε приводит к возрастанию основного магнитно-

го потока B_o , проходящего через торцы полюсных наконечников, и уменьшению жесткости и режущей способности инструмента. Производительность процесса обработки снижается.

Таким образом, обеспечение равенства угла заострения на противоположных торцах полюсных наконечников в пределах $\varepsilon = 135...150^\circ$ позволяет повысить производительность обработки плоскостей на 15...20 %.

Влияние концентраторов магнитного поля. Исследования проводились с целью определения целесообразности и эффективности применения

концентраторов магнитного поля в конструкции представленного индуктора. Изучалось влияние шага T (частоты), глубины t и угла расположения ω концентраторов на производительность обработки.

На основании априорной информации [6–12] и предварительных исследований формой концентраторов принята трапеция с углом при вершине 60° . При этом полюсные наконечники маг-

нитного индуктора имели следующие основные геометрические параметры (см. рис. 1): $D_1 = 100$ мм; $D_2 = 86$ мм; $\alpha = 75^\circ$; $\beta = 0^\circ$; $\psi = 30^\circ$; $a = 9$ мм; $\varepsilon = 150^\circ$.

В качестве геометрической интерпретации результатов исследования на рис. 4 представлены графики зависимости удельного съема материала от каждого из факторов процесса при фиксированных значениях остальных факторов.

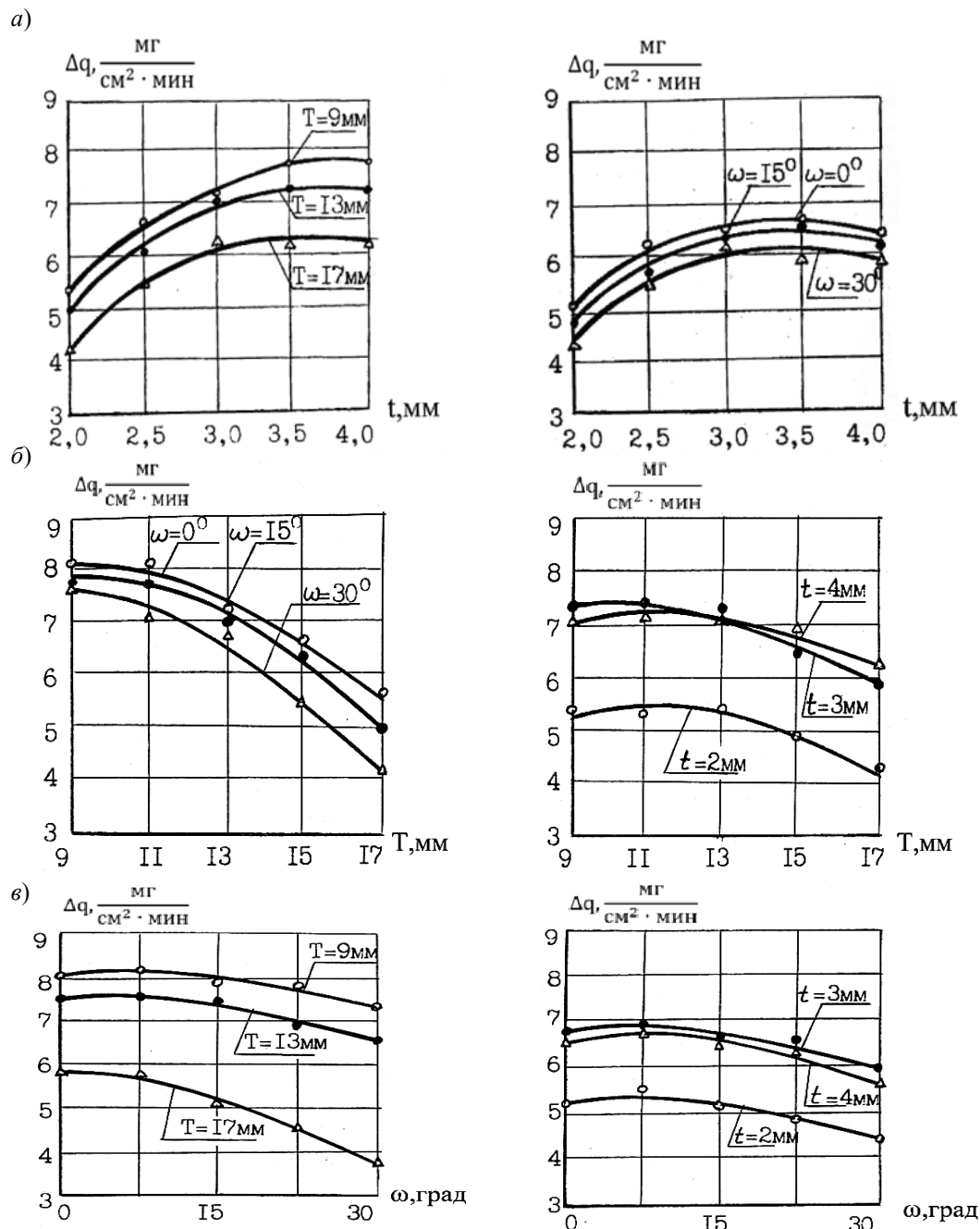


Рис. 4. Зависимость удельного съема материала от: а – глубины t ; б – шага T ; в – направления ω концентраторов

Влияние глубины концентратора на удельный съем металла (см. рис. 4, а) носит сложный характер. Увеличение глубины t до 3,0...3,5 мм способствует повышению интенсивности обработки. Происходит это благодаря более плотному удержанию порошка как за счет механического зацепления во впадинах концентраторов, так и за счет неоднородности магнитного поля, создания градиента магнитной индукции на кромках концентраторов по периферии полюсов. Дальнейшее увеличение глубины концентраторов не отражается на конфигурации магнитного поля, а приводит к уменьшению магнитного потока выпучивания, т. к. уменьшается периферийная площадь торцевой поверхности полюсов. Уменьшается режущая способность сформированного инструмента и производительность процесса обработки снижается.

Увеличение шага T при постоянной ширине концентраторов ($b = 4$ мм) приводит к уменьшению количества выступов с 35 до 21 (при $T = 9$ мм и $T = 17$ мм, соответственно), что уменьшает площадь рабочей поверхности полюсов и, прежде всего, в периферийной зоне, где формируется инструмент. Этим объясняется убывающий характер зависимости производительности обработки от шага концентраторов (см. рис. 4, б).

Изменение угла расположения концентраторов относительно направления магнитного поля незначительно влияет на величину удельного съема материала, обеспечивая максимальное его значение при ω до 15° (см. рис. 4, в). Объясняется это тем фактором, что благодаря наклонному расположению полюсных наконечников образуется угол

между вектором магнитной индукции и направлением концентраторов. Поэтому для создания осевой составляющей скорости перемещения зерен порошка, их переориентации и обновления режущих кромок дополнительный поворот концентраторов не требуется.

Таким образом, для повышения производительности процесса обработки могут быть рекомендованы следующие параметры концентраторов магнитного поля на периферии полюсных наконечников: шаг $T = 9...11$ мм; глубина $t = 3,0...3,5$ мм; угол направления $\omega = 0...15^\circ$.

Заключение

Выполненные экспериментальные исследования позволили установить рациональные конструктивные и геометрические параметры магнитного индуктора для обработки плоскостей. Результаты исследований согласуются с данными магнитостатического анализа обобщенной модели индуктора и закономерностями формирования абразивного инструмента с наклонным расположением межполюсного пространства.

Изменение конструкции индуктора путем размещения в межполюсном пространстве ферромагнитной прокладки позволяет увеличить ширину сформированного инструмента и, соответственно, площадь обработки, что обеспечивает повышение производительности процесса в 1,4–1,9 раз.

Установлены оптимальные геометрические параметры полюсных наконечников, обеспечивающие формирование эффективного режущего инструмента.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Финишная обработка поверхностей при производстве деталей / С. А. Клименко [и др.]; под общ. ред. С. А. Чижика и М. Л. Хейфеца. – Минск: Беларуская навука, 2017. – 376 с.
2. Григорьев, С. Н. Технология обработки концентрированными потоками энергии / С. Н. Григорьев, Е. В. Смоленцов, М. А. Волосова. – Старый Оскол: ТНТ, 2012. – 280 с.

3. **Паркин, А. А.** Технология обработки концентрированными потоками энергии / А. А. Паркин. – Самара: СГТУ, 2004. – 494 с.
4. **Рогов, В. А.** Технология конструкционных материалов. Обработка концентрированными потоками энергии / В. А. Рогов, А. Д. Чудаков, Л. А. Ушомирская. – Москва: Юрайт, 2019..
5. Обработка и упрочнение поверхностей при изготовлении и восстановлении деталей / В. И. Бородавко [и др.]; под общ. ред. М. Л. Хейфеца и С. А. Клименко. – Минск: Беларуская навука, 2013. – 463 с.
6. **Барон, Ю. М.** Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю. М. Барон. – Ленинград: Машиностроение, 1986. – 176 с.
7. Алмазно-абразивная обработка и упрочнение изделий в магнитном поле / П. И. Ящерицын [и др.]. – Минск: Наука и техника, 1988. – 270 с.
8. **Кожуро, Л. М.** Обработка деталей машин в магнитном поле / Л. М. Кожуро, Б. П. Чемисов. – Минск: Навука і тэхніка, 1995. – 232 с.
9. Технологические основы обработки изделий в магнитном поле / П. И. Ящерицын [и др.]. – Минск: ФТИ НАНБ, 1997. – 415 с.
10. **Акулович, Л. М.** Термомеханическое упрочнение деталей в электромагнитном поле / Л. М. Акулович. – Новополоцк: ПГУ, 1999. – 240 с.
11. **Мрочек, Ж. А.** Прогрессивные технологии восстановления и упрочнения деталей машин / Ж. А. Мрочек, Л. М. Кожуро, И. П. Филонов. – Минск: Технопринт, 2000. – 268 с.
12. **Хомич, Н. С.** Магнитно-абразивная обработка изделий: монография / Н. С. Хомич. – Минск: БНТУ, 2006. – 218 с.
13. **Кульгейко, М. П.** Анализ обобщенной модели индуктора для магнитно-абразивной обработки плоских поверхностей / М. П. Кульгейко, А. П. Лепший, Г. С. Кульгейко // Вестн. БрГТУ. Сер. Машиностроение. – 2019. – № 4 (117). – С. 100–103.

Статья сдана в редакцию 10 июня 2020 года

Михаил Петрович Кульгейко, канд. техн. наук, доц., Белорусский государственный университет транспорта. Тел.: 8-029-141-35-64. E-mail: kulgeyko82@rambler.ru.

Александр Парфенович Лепший, канд. техн. наук, доц., Гомельский государственный технический университет им. П. О. Сухого.

Галина Степановна Кульгейко, ст. преподаватель, Гомельский государственный технический университет им. П. О. Сухого.

Mikhail Petrovich Kulgeyko, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian State University of Transport. Tel.: 8-029-141-35-64. E-mail: kulgeyko82@rambler.ru.

Alexander Parfenovich Lepshiy, PhD (Engineering), Associate Prof., P. O. Sukhoi State Technical University of Gomel.

Galina Stepanovna Kulgeyko, senior lecturer, P. O. Sukhoi State Technical University of Gomel.

УДК 621.923.4

А. П. Минаков, М. Е. Лустенков, И. Д. Камчицкая, П. В. Афанасьев

ВОЛНИСТОСТЬ И ОЦЕНКА ЕЕ ВЛИЯНИЯ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ДЕТАЛЕЙ МАШИН

UDC 621.923.4

A. P. Minakov, M. E. Lustenkov, I. D. Kamchitskaya, P. V. Afanasiev

WAVINESS AND ESTIMATION OF ITS EFFECT ON THE PERFORMANCE PROPERTIES OF MACHINE COMPONENTS

Аннотация

Рассмотрены основные параметры качества поверхности по волнистости по ГОСТ Р ИСО 4287–2014, выполнен сравнительный анализ эксплуатационных свойств поверхностей после различных видов обработки поверхностным пластическим деформированием.

Ключевые слова:

поверхностное пластическое деформирование, пневмоцентробежное полирование, параметры волнистости, поверхность, профильный метод.

Abstract

The main parameters of surface quality in terms of waviness are considered in accordance with GOST R ISO 4287–2014, and a comparative analysis of the performance properties of surfaces subjected to various types of surface plastic deformation treatment is presented.

Keywords:

surface plastic deformation, pneumatic centrifugal polishing, waviness parameters, surface, profile method.

Введение

Эксплуатационные свойства деталей машин зависят от состояния поверхностного слоя, на которое влияет способ их обработки. Качество поверхностного слоя оценивается совокупностью геометрических параметров и физико-механических свойств. Геометрические параметры, оценивающие качество поверхностного слоя, представлены в табл. 1 [1].

Из табл. 1 следует, что волнистость занимает промежуточное положение между макроотклонениями формы и шероховатостью поверхности.

Под волнистостью поверхности

понимается совокупность периодически повторяющихся неровностей, у которых расстояния между смежными возвышенностями или впадинами превышают базовую длину.

Стандарта на волнистость нет. Есть рекомендации ISO, согласно которым предусмотрено два параметра: Sw – шаг волнистости, Wz – высота волнистости (рис. 1).

В настоящее время появилась необходимость более полной и разносторонней оценки и описания волнистости поверхности. Два показателя качества по рекомендации ISO уже не могут описать волнистость поверхности и оценить ее эксплуатационные свойства.

Табл. 1. Взаимосвязь эксплуатационных свойств деталей машин с геометрическими характеристиками качества поверхностей

Эксплуатационное свойство	Геометрические характеристики поверхности												
	Макроотклонение		Волнистость			Шероховатость							
	$H_{\max}$	H_p	W_a	$W_{\max}$	S_w	Ra	Rz	$R_{\max}$	S_m	S	t_p	r	r'
Контактная жесткость	+	+*	+	+	+	+	+	+	+	0	+*	+*	0
Износостойкость	+	+*	+	+	+	+	+	+	+	0	+*	+*	0
Трение	+	+*	+*	+	+*	+*	+	+	+*	+	+*	+*	+
Усталостная прочность	0	0	0	+*	+	+	+	+*	+	0	0	0	+*
Виброустойчивость	0	0	+	0	+	+	+	+	+*	0	+*	+*	0
Коррозионная стойкость	0	0	+*	+	+	+	+	+	+*	+	+	0	+
Герметичность соединения	+	+*	+*	+	+	+*	+	+	+	+	+*	0	0
Прочность соединения с натягом	+	+*	+	0	+	+	+	0	+	0	+*	+*	0
Прочность сцеплений покрытий	+	+	+	+	+	+	+*	+	+*	0	+	+	+
Обтекаемость газами и жидкостями	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+*	+*	+	+*
Примечание – * – основное влияние; + – оказывает влияние; 0 – не оказывает влияние													

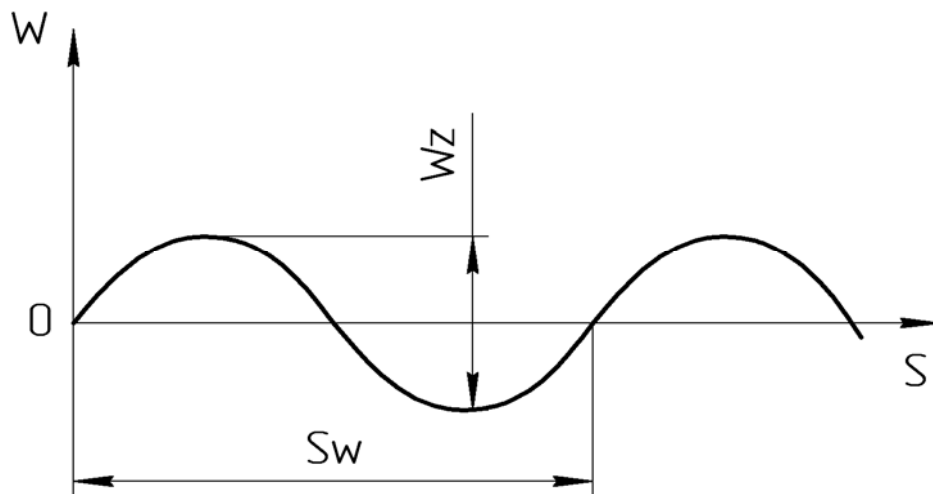


Рис. 1. Параметры волнистости

В ГОСТ Р ИСО 4287–2014 [2] волнистость рассмотрена более подробно и определяется через W-параметры (W-parameter), рассчитываемые на ос-

новании профиля волнистости.

1. Параметры амплитуды:

W_p – максимальная высота пика профиля Z_p в пределах базовой

длины (рис. 2);

W_v – наибольшая глубина впадины профиля Z_v в пределах базовой длины (рис. 3);

W_z – максимальная высота профиля;

W_c – средняя высота элементов профиля (рис. 4); требует различения высот и расстояний. Если не указаны требования, то различение высот по умолчанию должно составлять 10 % от значения W_z , а различение расстояний по умолчанию должно составлять 1 % от базовой длины. Должны быть соблюдены оба условия;

W_t – общая высота профиля;

W_a – арифметическое среднее отклонение оцениваемого профиля;

W_q – среднеквадратичное откло-

нение оцениваемого профиля;

W_{sk} – асимметрия оцениваемого профиля; характеризует асимметрию вероятностной плотности распределения значений ординаты W_{q3} . На этот параметр существенно влияют изолированные пики или изолированные впадины;

W_q – среднеквадратичное отклонение оцениваемого профиля;

W_{qu} – эксцесс оцениваемого профиля; характеризует остроту вероятностной плотности распределения значений ординаты W_{q4} .

2. Параметр расстояния:

W_{sm} – средняя ширина элементов профиля.

3. Кривые Эбботта-Файрстоуна и связанные с ними параметры.

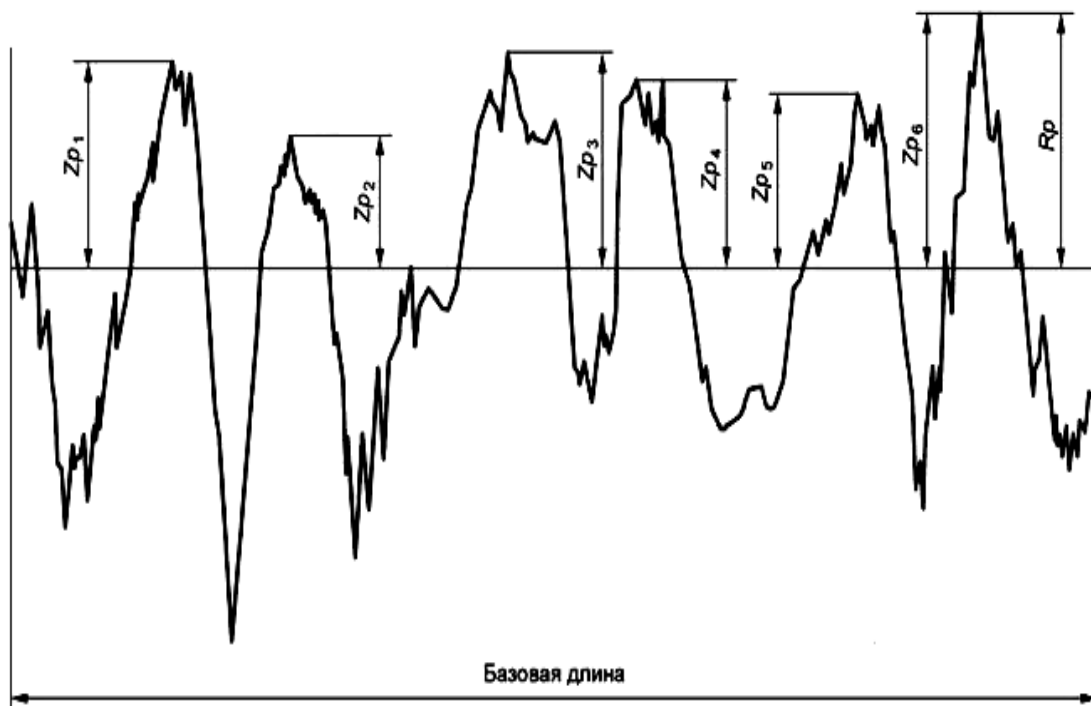


Рис. 2. Максимальная высота пика профиля

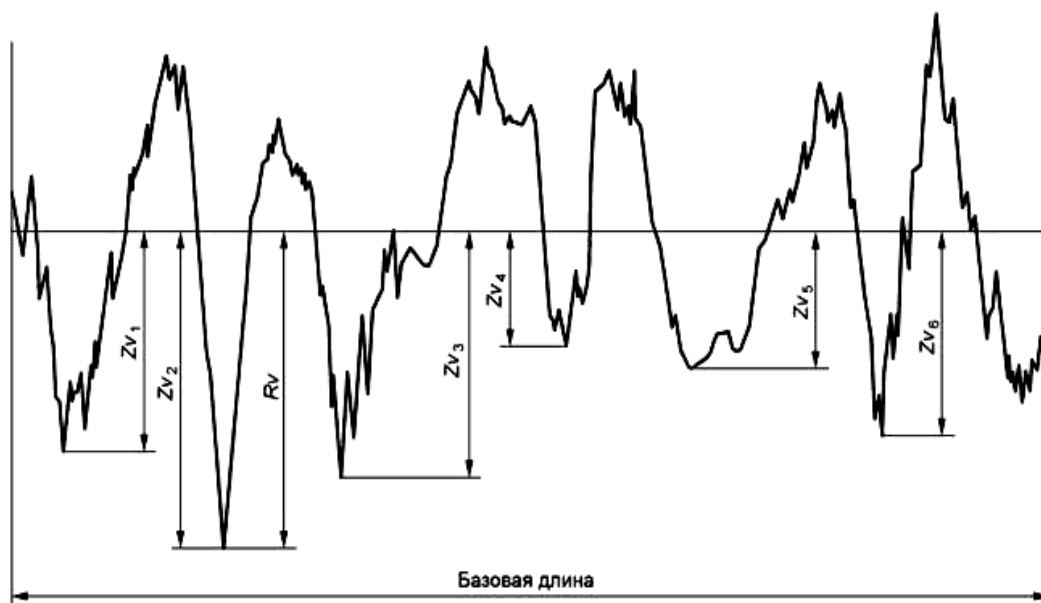


Рис. 3. Наибольшая глубина впадины профиля

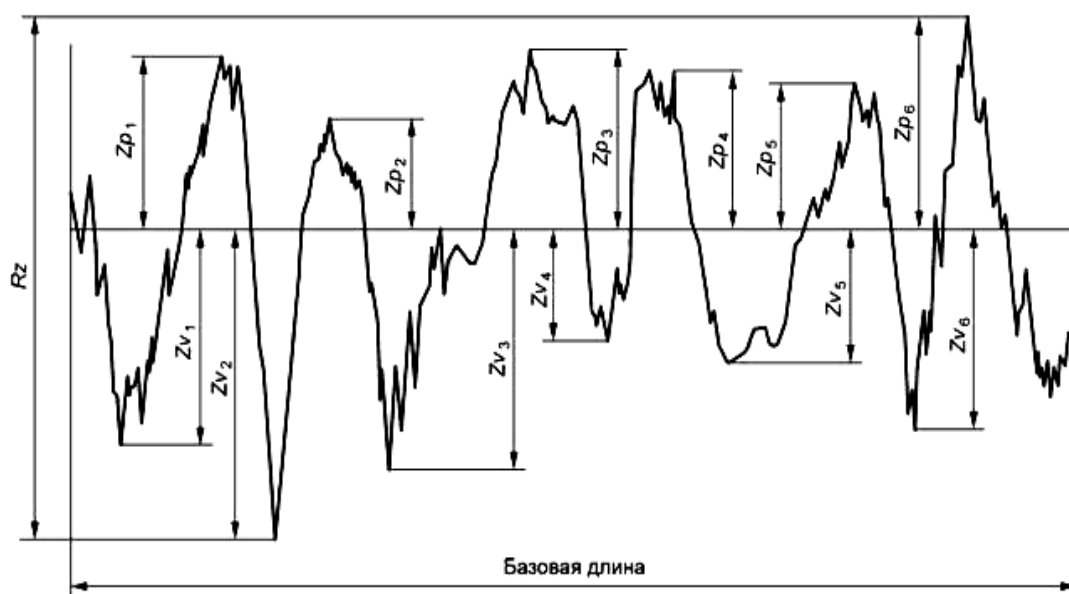


Рис. 4. Максимальная высота профиля

В [3–5] установлена связь между параметрами качества поверхностного слоя деталей машин и их эксплуатационными свойствами. Каждому технологическому методу обработки соответствуют свои определенные диапазоны параметров волнистости W_z и Sw , кото-

рых недостаточно для оценки свойств поверхности.

Поверхности с одинаковыми значениями волнистости W_z и Sw , которые получены различными видами обработки, могут иметь и различные эксплуатационные характеристики. Поэтому тре-

буется проведение исследований волнистости поверхностей после различных способов поверхностно-пластического деформирования (ППД) в соответствии с ГОСТ Р ИСО 4287–2014.

Оценка состояния поверхности по волнистости после различных видов обработки ППД

Для оценки волнистости, получаемой способами поверхностной пластической деформации, были выбраны следующие способы: алмазное выглаживание, раскатывание с применением жесткого шарикового раскатника и пневмоцентробежного полирования (ПЦП).

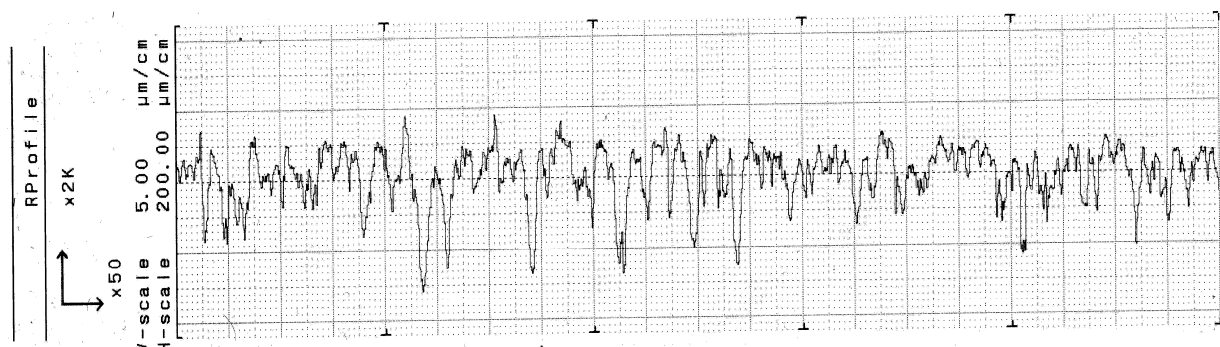
В качестве заготовки для последующего применения способов ППД были изготовлены модельные образцы посадочных мест корпусов гидроуси-

лителей для установки золотников – втулки из чугуна марки ВЧ-50 (НВ 187...255) с размерами: длина $L = 100...150$ мм, внутренний номинальный диаметр $d_{\text{отв}} = 40$ мм, наружный диаметр $D = 65$ мм, исходная шероховатость поверхности получена черновым хонингованием ($Ra_{\text{исх}} = 1,5...1,6$ мкм).

Исследование параметров качества обработанной поверхности способами ППД и заготовок после хонингования проводили с использованием профилометра Surftest SJ-410 Mitutoyo, который позволяет измерять помимо параметров шероховатости также и параметры волнистости.

На рис. 5 и в табл. 2 представлены характеристики исходных поверхностей заготовок после чернового хонингования (исходная поверхность под ППД).

а)



б)

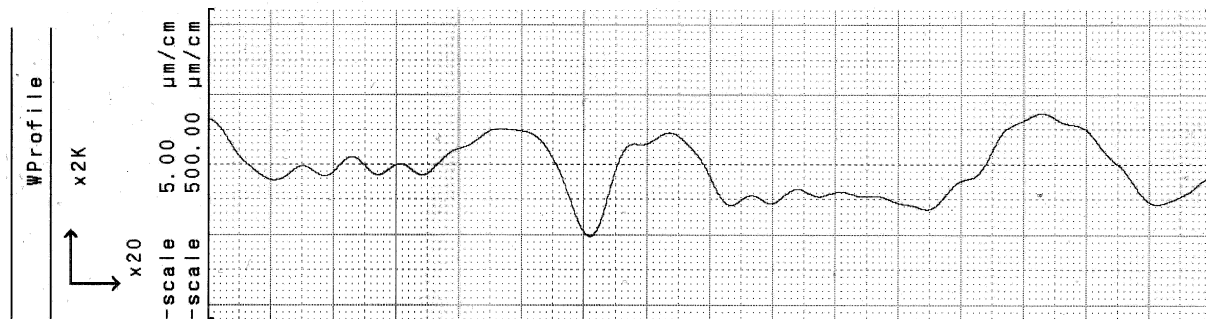


Рис. 5. Профилограммы исходных поверхностей заготовок после чернового хонингования: а – материал: ВЧ-50 с параметром шероховатости $Ra = 1,5...1,6$ мкм; б – материал: ВЧ-50 с параметром волнистости $Wa = 1,8...1,9$ мкм

Табл. 2. Параметры геометрии исходной поверхности заготовок после чернового хонингования

Заготовка для дальнейшей обработки	Параметры шероховатости			Параметры волнистости		
	Ra, мкм	Rsm, мкм	Rc, мкм	Wa, мкм	Wsm, мкм	Wc, мкм
Материал: ВЧ-50	1,5...1,6	105,0	5,566	1,8...1,9	2310,0	6,034
Примечание – Ra – среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости; Wa – среднее арифметическое отклонение профиля волнистости; Rsm – средняя ширина элементов профиля шероховатости; Wsm – средняя ширина элементов профиля волнистости; Rc – средняя высота элементов профиля шероховатости; Wc – средняя высота элементов профиля волнистости						

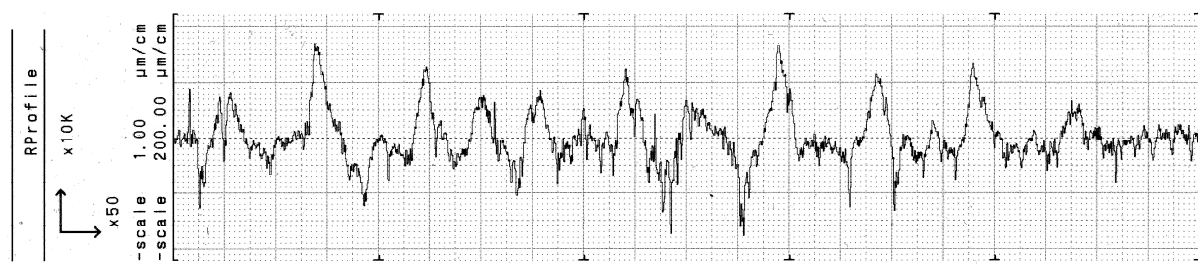
Обработка заготовок после чернового хонингования из чугуна ВЧ-50 алмазным выглаживателем. Условия проведения эксперимента: применение алмазного наконечника с номинальным размером R сферы алмаза – 2,5 мм, установка алмазного наконечника в жесткую оправку. Режимы выглаживания: подача – 0,06 мм/об, скорость – 50 м/мин. Число проходов – один. На рис. 6 представлены профилограммы поверхностей заготовок после алмазного выглаживания.

Обработка заготовок после чернового хонингования из чугуна ВЧ-50

жестким роликовым раскатником. Условия проведения эксперимента: инструмент – жесткий многошариковый раскатник (по ГОСТ 17573–72 и ГОСТ 17574–72) с количеством шаров – 6 шт., диаметр шаров – 10,319 мм, материал шаров – ШХ15.

Режимы раскатывания: осевая подача – 0,3 мм/об, частота вращения заготовки – 150 мм/об. Число проходов – два. На рис. 7 представлены профилограммы поверхностей заготовок после раскатывания жестким шариковым раскатником.

а)



б)

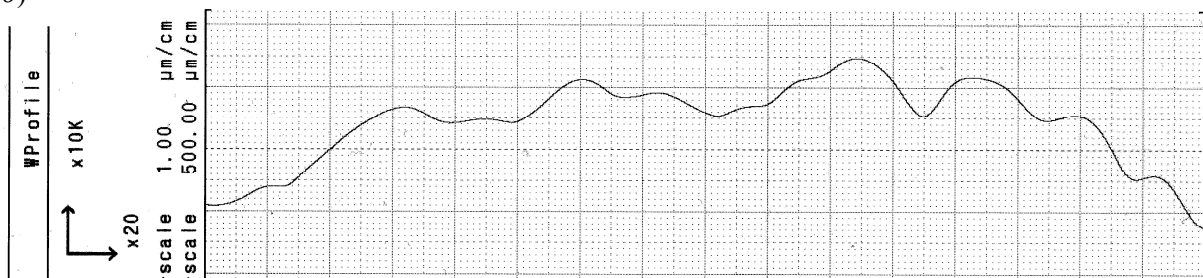
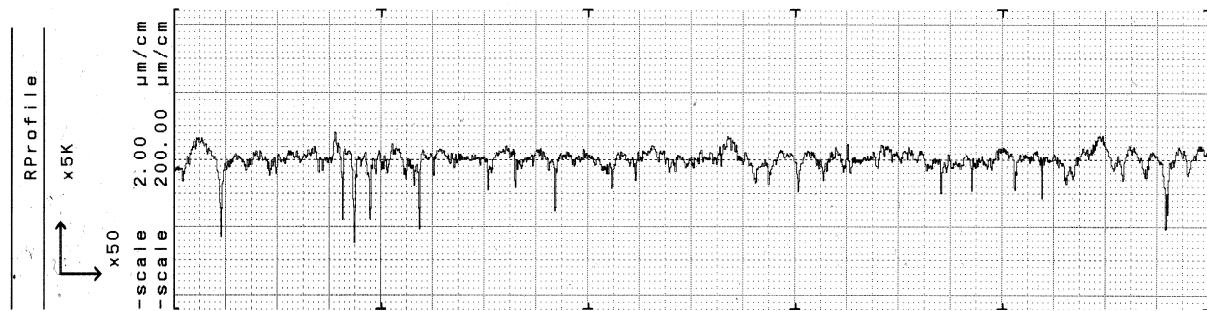


Рис. 6. Профилограммы поверхностей заготовок после алмазного выглаживания: а – материал: ВЧ-50 с параметром шероховатости Ra = 0,3...0,4 мкм; б – материал: ВЧ-50 с параметром волнистости Wa = 0,7...0,75 мкм

а)



б)

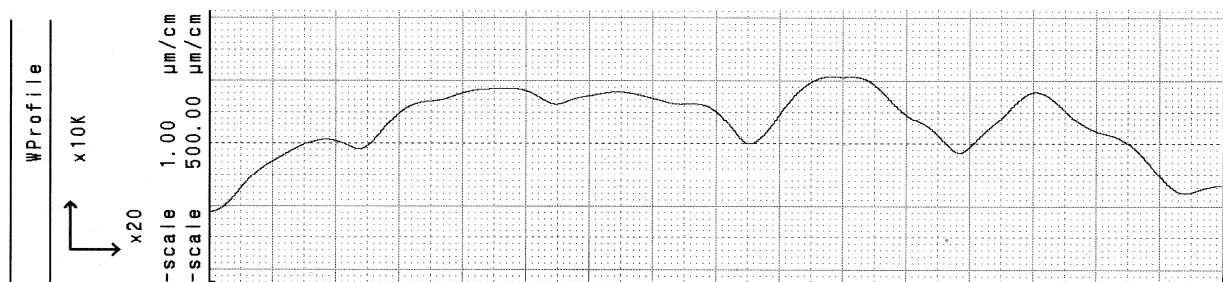


Рис. 7. Профилограммы поверхностей заготовок после раскатывания жестким шариковым раскатником: а – материал: ВЧ-50 с параметром шероховатости $Ra = 0,20 \dots 0,25$ мкм; б – материал: ВЧ-50 с параметром волнистости $Wa = 0,55 \dots 0,6$ мкм

Обработка модельных образцов заготовок корпуса гидрораспределителя после чернового хонингования из чугуна ВЧ-50 пневмоцентробежным полированием (ПЦП). Инструмент для финишного пневмоцентробежного полирования, разработанного на основе финишной упрочняющей пневмовибродинамической обработки [6], дополнительную частоту вращения деформирующих шаров осуществляет за счет вращения корпуса инструмента, приводимого во вращение реактивными струями сжатого воздуха.

Такое выполнение инструмента обеспечивает увеличение центробежной силы шаров и сохранения условий их автоколебаний по отношению к обрабатываемой поверхности.

На рис. 8 изображен общий вид инструмента в сечении вдоль осевого канала. Раскатник состоит из обоймы 1 с осевым каналом 7 и заглушкой 2, образующих кольцевую камеру расшире-

ния со свободно размещенными в ней деформирующими элементами – шарами 6. Для предупреждения выпадения шаров 6 и регулировки величины вылета шара из кольцевой камеры предусмотрена резьбовая втулка с козырьком 5. Фиксация втулки выполняется за счет винта 13. Обойма 1 жестко закреплена с корпусом 3 с сужающимися к обрабатываемой поверхности соплами, имеющей подшипник качения 4, который посажен на оправку 12. Для регулировки частоты вращения приводной втулки предусмотрена резьбовая втулка 11, фиксация которой выполняется за счет винта 14.

Инструмент работает следующим образом. Раскатник подводят к обрабатываемой поверхности заготовки 10, установленной на станке в установочном приспособлении. Осевым перемещением резьбовой втулки 5 настраивают нужный вылет шаров и фиксируют винтом 13. Осевым пере-

мещением резьбовой втулки 11 настраивают нужную частоту враще-

ния и фиксируют винтом 14.

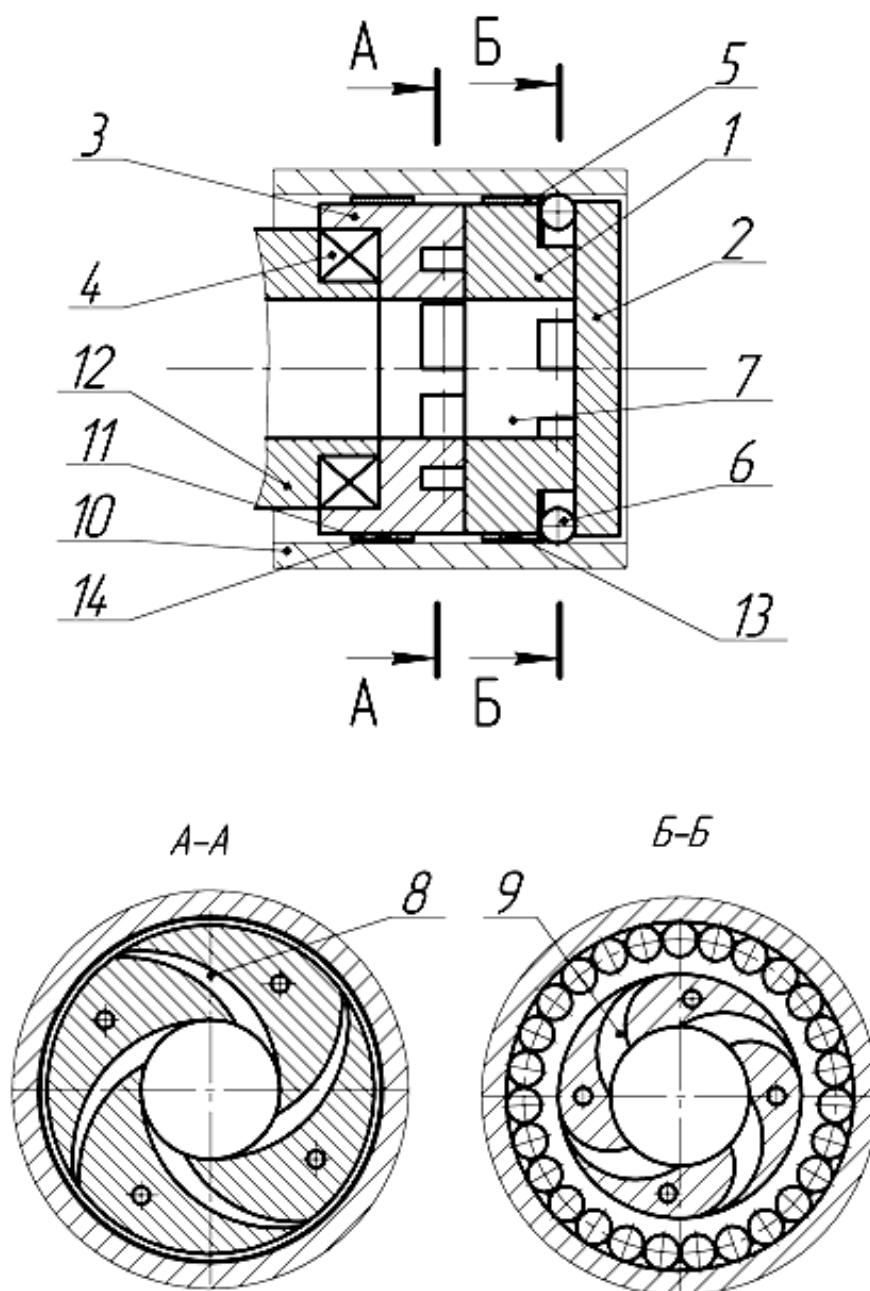


Рис. 8. Упрощенная конструктивная схема инструмента для ПЦП

Включают подвод сжатого воздуха и сообщают инструменту поступательное перемещение вдоль оси цилиндрической обрабатываемой поверхности. Под действием сжатого воздуха,

подводимого от системы питания через осевой канал 7 инструмента и сопел 9, шары 6 начинают совершать орбитальное движение относительно оси обрабатываемой поверхности и под действием

силы деформации осуществлять ее обработку. Также в момент включения сжатого воздуха через осевой канал 7 инструмента и сопел 8 приводная втулка 3 приводит во вращение корпус 1, что увеличивает центробежную силу деформирующих элементов – шаров.

Условия проведения эксперимента: инструмент – пневмоцентробежный раскатник. Диаметр шаров – 4 мм, материал шаров – ШХ15.

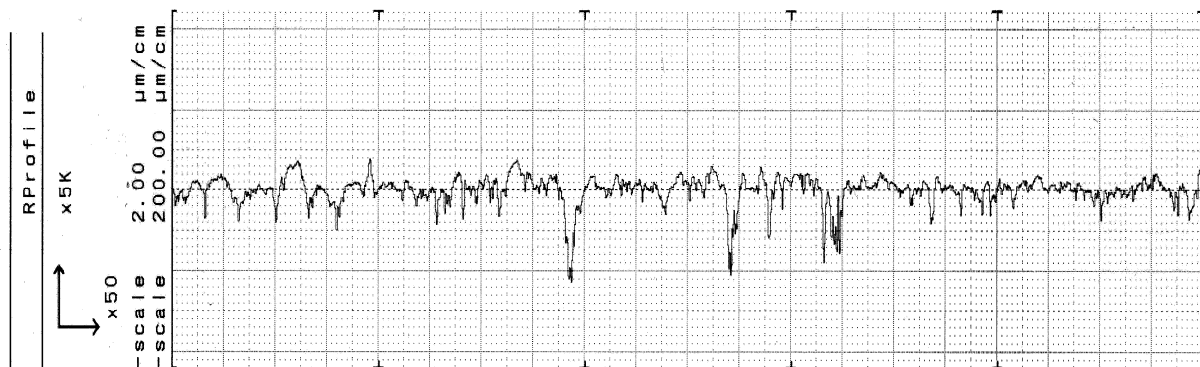
Режимы раскатывания: давление

сжатого воздуха для вращения шаров: $P = 0,30 \dots 0,35$ МПа, давление сжатого воздуха для вращения корпуса инструмента $P = 0,30 \dots 0,35$ МПа. Число проходов – один. Осевая подача – 50 мм/мин.

На рис. 9 представлены профилограммы поверхностей заготовок после раскатывания инструментом для ПЦП.

Анализ качества поверхности по критериям волнистости и шероховатости трех способов ППД представлен в табл. 3.

а)



б)

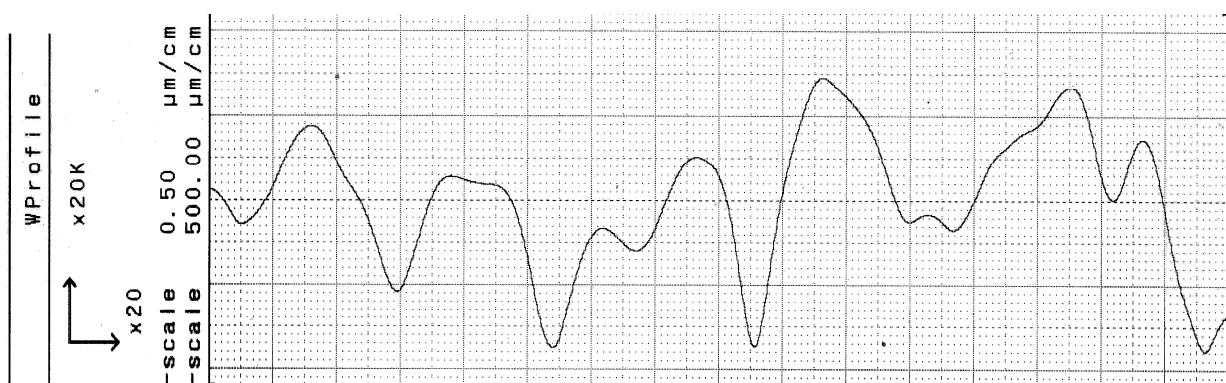


Рис. 9. Профилограммы поверхностей заготовок после раскатывания инструментом для ПЦП: а – материал ВЧ-50 с параметром шероховатости $Ra = 0,20 \dots 0,25$ мкм; б – материал: ВЧ-50 с параметром волнистости $Wa = 0,3 \dots 0,35$ мкм

Табл. 3. Геометрические параметры поверхностного слоя деталей машин после различных способов обработки ППД

Способ обработки и вид материала	Параметры шероховатости			Параметры волнистости		
	Ra, мкм	Rsm, мкм	Rc, мкм	Wa, мкм	Wsm, мкм	Wc, мкм
Хонингование черновое. Материал: ВЧ-50	1,5...1,6	105,0	5,566	1,8...1,9	2310,0	6,034
Алмазное выглаживание. Материал: ВЧ-50	0,3...0,4	104,5	1,616	0,7...0,75	2520,0	3,245
Раскатывание жестким шариковым раскатником. Материал: ВЧ-50	0,20...0,25	153,6	1,252	0,55...0,6	1845,0	1,614
Раскатывание инструментом для ПЦП. Материал: ВЧ-50	0,20...0,25	149,8	1,199	0,3...0,35	2101,7	1,041

Предварительные экспериментальные исследования показали, что после обработки в результате получения качественной поверхности по параметру шероховатости не всегда гарантируется получение качественного параметра по волнистости. Также очевидно, что применение ПЦП как способа обработки ППД показывает самые лучшие результаты по параметрам волнистости.

Выводы

1. Снижение значений шага волнистости S_w и высотного параметра W_z для поверхностей, прошедших

ПЦП, по сравнению с показателями волнистости после хонингования, позволяет сделать вывод о предпочтительности использования ПЦП для повышения контактной жесткости поверхностей пар трения корпусов гидрораспределителей и других деталей.

2. Применение ПЦП в качестве дополнительной операции механообработки позволяет увеличить жизненный цикл изделия в сравнении с традиционной технологией обработки посадочных мест основных поверхностей отверстий корпусов гидроусилителей, повышая их надежность и обеспечивая уменьшение количества запчастей.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Суслов, А. Г. Научные основы технологии машиностроения / А. Г. Суслов, А. М. Дальский. – Москва: Машиностроение, 2002. – 684 с.
2. ГОСТ Р ИСО 4287–2014. Геометрические характеристики изделий (GPS). Структура поверхности. Профильный метод. Термины, определения и параметры структуры поверхности. – Москва: Стандартинформ, 2015. – 18 с.
3. Табенкин, А. Н. Шероховатость, волнистость, профиль. Международный опыт / А. Н. Табенкин, С. Б. Тарасов, С. Н. Степанов; под ред. Н. А. Табачниковой. – Санкт Петербург: Политехн. ун-т, 2007. – 136 с.
4. Анализ международной практики профильной и трехмерной оценки шероховатости поверхности / В. М. Давыдов [и др.] // Ученые заметки ТОГУ. – 2013. – Т. 4, № 4. – С. 1061–1074.
5. Технологические основы обеспечения качества машин / К. С. Колесников [и др.]; под общ. ред. К. С. Колесникова. – Москва: Машиностроение, 1990. – 256 с.

6. **Минаков, А. П.** Технологические основы финишной упрочняющей пневмовибродинамической обработки нежестких деталей в машиностроении / А. П. Минаков [и др.]. - Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2015. – 251 с.

Статья сдана в редакцию 22 июня 2020 года

Анатолий Петрович Минаков, д-р техн. наук, проф., Белорусско-Российский университет.

Михаил Евгеньевич Лустенков, д-р техн. наук, проф., Белорусско-Российский университет.

Ирина Дмитриевна Камчицкая, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.

Тел.: +375-297-47-99-29. E-mail: i_kam@tut.by.

Павел Викторович Афанасьев, инженер, филиал ОАО «БЕЛАЗ» – управляющая компания холдинга «БЕЛАЗ–ХОЛДИНГ» – «Могилевский автомобильный завод имени С. М. Кирова».

Anatoly Petrovich Minakov, DSc (Engineering), Prof., Belarusian-Russian University.

Mikhail Evgenyevich Lustenkov, DSc (Engineering), Prof., Belarusian-Russian University.

Irina Dmitriyevna Kamchitskaya, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.

Tel.: +375-297-47-99-29. E-mail: i_kam@tut.by.

Pavel Viktorovich Afanasiev, engineer, Affiliate of OJSC BELAZ – Management Company of Holding BELAZ-HOLDING – S. M. Kirov Mogilev Autoworks.

УДК 621.787

М. Н. Миронова, Е. Н. Антонова

УПРАВЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ И ФОРМОЙ МИКРОРЕЛЬЕФА ПРИ УПРОЧНЯЮЩЕЙ ПНЕВМОЦЕНТРОБЕЖНОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ СЕМАНТИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

UDC 621.787

M. N. Mironova, E. N. Antonova

CONTROL OF ROUGHNESS AND MICRORELIEF FORM DURING STRENGTHENING PNEUMOCENTRIFUGAL PROCESSING OF APERTURES USING FUNCTIONAL SEMANTIC NETWORKS

Аннотация

В статье рассмотрены вопросы обеспечения шероховатости по параметру Ra и формы микрорельефа поверхности при пневмоцентробежной обработке отверстий двухрядным пневмоцентробежным раскатником. Использован подход, базирующийся на технологиях функциональных семантических сетей. Рассмотрена возможность применения функциональных семантических сетей для выбора рациональных параметров пневмоцентробежной обработки отверстий. Приведена семантическая сеть для управления пневмоцентробежной обработкой отверстий. Указаны пути управления формой микрорельефа поверхности и шероховатостью поверхности.

Ключевые слова:

пневмоцентробежная обработка, искусственный интеллект, функциональные семантические сети.

Abstract

The article investigates ensuring roughness according to the Ra parameter and the form of a surface microrelief during pneumocentrifugal processing of apertures by a two-row pneumocentrifugal burnisher. The approach based on technologies of functional semantic networks is used. The possibility is considered of using functional semantic networks for choosing rational parameters for pneumocentrifugal processing of apertures. The semantic network for controlling pneumocentrifugal processing of apertures is presented. The ways to control the form of a surface microrelief and surface roughness are specified.

Keywords:

pneumocentrifugal processing, artificial intelligence, functional semantic networks.

Введение

Задача обеспечения заданных параметров качества поверхности при пневмоцентробежной обработке отверстий представляет собой актуальную задачу технологии машиностроения, решение которой позволяет повысить надежность и долговечность деталей пар трения. Актуальность этой задачи объясняется и непрерывным повышени-

ем требований к точности изготовления деталей машин, таких, например, как подшипники скольжения, гильзы цилиндров, шатуны, поршни, входящие в компрессоры, двигатели внутреннего сгорания и другие.

Достичь заданных параметров качества поверхности невозможно без совершенствования конструкции инструмента и оптимизации выбора режимов обработки.

В связи с этим создание более совершенных технологических процессов пневмоцентробежной обработки, позволяющих прогнозировать и достигать требуемую шероховатость и форму микрорельефа поверхности, является актуальной задачей.

Постановка задачи

Управление процессом пневмоцентробежной обработки отверстий представляется наиболее эффективным методом обеспечения требуемых параметров качества поверхности. Для этого можно использовать методы, базирующиеся на технологиях искусственного интеллекта, в частности, на технологиях функциональных семантических сетей, учитывающих текущее состояние технологического оснащения, а также функциональные взаимосвязи между конструкторско-технологическими параметрами и позволяющие обеспечить заданное качество поверхности на основе решения задачи многофакторной оптимизации конструкции инструмента и режимов обработки.

Функциональные семантические сети представляют собой логическую схему, описывающую функциональные взаимосвязи между аргументами $P_1, \dots, P_j, \dots, P_k$ совокупности математических зависимостей, имеющих вид [1]:

$$F(P_1, \dots, P_j, \dots, P_k) = 0. \quad (1)$$

Результаты и их анализ

Для эффективного управления шероховатостью и формой микрорельефа поверхности на основе использования функциональных семантических сетей проведен энергетический анализ пневмоцентробежных раскатников, позволяющий учесть потери энергии при преобразовании энергии давления сжатого воздуха в энергию смятия микронеровностей, а также установить взаимосвязи основных конструктивных параметров инструмента и режимов обработки отверстий [2].

Кинематика потоков сжатого воздуха в раскатнике (распределение энергии) представлена на рис. 1 [3].

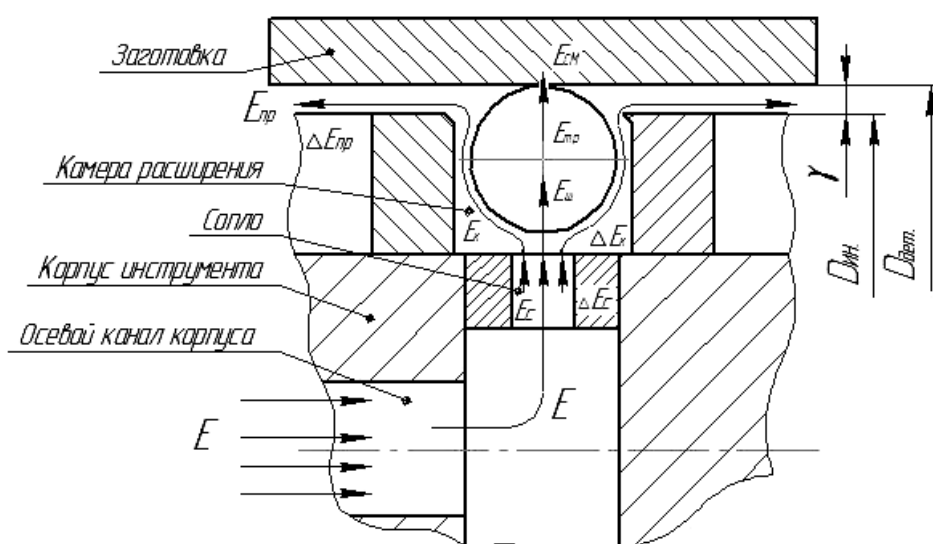


Рис. 1. Кинематика потока сжатого воздуха в пневмоцентробежном раскатнике: E – потенциальная энергия сжатого воздуха; E_c – кинетическая энергия струй; $E_ш$ – кинетическая энергия шаров; $E_{см}$ – энергия смятия микронеровностей; ΔE_c – потери энергии в соплах; ΔE_k – потери энергии в камере расширения; $\Delta E_{пр}$ – потери энергии в зазоре между инструментом и заготовкой

Анализ физики процесса и энергетического баланса позволил представить процесс пневмоцентробежной обработки отверстий в аналитическом виде как математическую модель, включающую ряд зависимостей, учитывающих влияние конструктивных и технологических параметров инструмента на шероховатость и форму микрорельефа поверхности [4, 5].

Для построения функциональной

семантической сети полученные зависимости были преобразованы в отношения сети в форме выражения (1) и выделены их параметры.

Отношения и параметры функциональной семантической сети, учитывающие взаимосвязи конструктивных параметров инструмента и режимов пневмоцентробежной обработки отверстий, приведены в табл. 1.

Табл. 1. Отношения и параметры семантической сети

Номер отношения	Отношения семантической сети	Параметры сети
R_1	$\frac{\pi \cdot d_c^2}{4} - f_c = 0$	d_c, f_c
R_2	$\frac{287 \cdot 293}{P_o + P_a} - v_o = 0$	P_o, P_a, v_o
R_3	$\frac{1}{v_o} - \rho_o = 0$	v_o, ρ_o
R_4	$\frac{287 \cdot 293}{0,5P_o + P_a} - v_k = 0$	P_o, P_a, v_k
R_5	$\frac{1}{v_k} - \rho_k = 0$	v_k, ρ_k
R_6	$\frac{287 \cdot 293}{P_a} - v_3 = 0$	P_a, v_3
R_7	$P_k - \frac{\mu_c^2 \cdot f_c^2 \cdot z_c^2 \cdot P_o \cdot \rho_o}{\mu_3^2 \cdot \pi^2 \cdot D_{\text{дем}}^2 \cdot \gamma^2 \cdot \rho_3 + \mu_c^2 \cdot f_c^2 \cdot z_c^2 \cdot \rho_o} = 0$	$\mu_c, f_c, z_c, P_o, \rho_o, \mu_3, D_{\text{дем}}, \gamma, \rho_3, P_k$
R_8	$\frac{1}{v_3} - \rho_3 = 0$	v_3, ρ_3
R_9	$\mu_c f_c z_c \sqrt{0,065 \frac{2k}{k-1} P_o \rho_o} - Q_c = 0$	$\mu_c, f_c, z_c, k, P_o, \rho_o, Q_c$
R_{10}	$Q_c - Q_3 = 0$	Q_c, Q_3
R_{11}	$\sqrt{\frac{Q_c^2}{\mu_3^2 P_o \rho_3 \pi^2 D_{\text{дем}}^2}} - \gamma = 0$	$Q_c, \mu_3, P_o, \rho_3, D_{\text{дем}}^2, \gamma$
R_{12}	$\mu_c \sqrt{2 \frac{k}{k-1} P_o v_o \left(1 - \frac{P_k}{P_o}\right)^{\frac{k-1}{k}}} - V_{\text{cmp}} = 0$	$\mu_c, k, P_o, v_o, P_k, V_{\text{cmp}}$

Окончание табл. 1

Номер отношения	Отношения семантической сети	Параметры сети
R_{13}	$\frac{360}{2 \arcsin\left(\frac{d_{ш}}{D_{дет} - d_{ш}}\right)} - z_{ш} = 0$	$D_{дет}, d_{ш}, z_{ш}$
R_{14}	$K_V V_{cmp} - V_{ш1} = 0$	$K_V, V_{cmp}, V_{ш1}$
R_{15}	$\frac{k' HB(Ra_{исх} - Ra_{к}) V_{y0}}{2(1 - 2\mu)^2 Ra_{исх}} - A_{см} = 0$	$k', HB, Ra_{исх}, Ra_{к}, V_{y0}, \mu, A_{см}$
R_{16}	$\pi D_{дет} n_{дет} - V_{дет} = 0$	$D_{дет}, n_{дет}, V_{дет}$
R_{17}	$V_{ш1} + V_{дет} - V_{ш.отн} = 0$	$V_{ш1}, V_{дет}, V_{ш.отн}$
R_{18}	$m_{ш} V_{ш.отн} - p = 0$	$m_{ш}, V_{ш.отн}, p$
R_{19}	$Ra_{исх} - \frac{S_o^2}{4d_{ш}} - l = 0$	$Ra_{исх}, S_o, d_{ш}, l$
R_{20}	$Ra_{исх} - Ra_{к} - L = 0$	$Ra_{исх}, Ra_{к}, L$
R_{21}	$\frac{p V_{ш1}}{2L} - F_{max y0} = 0$	$p, V_{ш1}, L, F_{max y0}$
R_{22}	$F_{max y0} l z_{ш} - \sum A_{ш инст} = 0$	$F_{max y0}, l, z_{ш}, A_{ш инст}$
R_{23}	$Ra_{исх} - \frac{(1 - 2\mu)^2 Ra_{исх} m_{ш} V_{ш.отн} V_{ш1} z_{ш}}{k' HB V_{y0}} - Ra_{к} = 0$	$Ra_{исх}, \mu, Ra_{исх}, m_{ш}, V_{ш.отн}, V_{ш1}, z_{ш}, k', HB, V_{y0}, Ra_{к}$

В качестве параметров функциональной семантической сети для расчета режимов обработки центробежной обработки отверстий можно рассматривать следующие: $D_{дет}$ – диаметр заготовки, мм; $d_{ш}$ – диаметр шаров, мм (выбирается в диапазоне 5...13 мм в зависимости от диаметра обрабатываемой заготовки, требуемой формы микро рельефа и шероховатости поверхности); $z_{ш}$ – количество шаров; P_o – давление в осевой полости инструмента, МПа (выбирается в интервале значений 0,05...4 МПа); $P_{к}$ – давление в камере расширения при условии критического истечения воздуха; f_c – площадь сопла; d_c – диаметр сопел, мм (выбирается в интервале значений 1,5...3,5 мм); v_o – удельный объем воздуха; P_a – дав-

ление атмосферное, МПа; ρ_o – плотность воздуха в осевой полости инструмента; μ_c – коэффициент расхода воздуха через сопло (зависит от формы сопел: цилиндрической, конической или прямоугольного сечения); $v_{к}$ – удельный объем воздуха в камере расширения инструмента; $\rho_{к}$ – плотность воздуха в камере расширения инструмента; z_c – количество сопел (4...12); v_z – удельный объем воздуха в зазоре между деталью и инструментом; ρ_z – плотность воздуха в зазоре между деталью и инструментом; P_k – давление в камере расширения; γ – зазор между заготовкой и инструментом; μ_z – коэффициент расхода воздуха через зазор между деталью и инструментом;

$Q_{c.ont}$ – массовый расход воздуха через сопла при условии критического истечения воздуха; k – показатель адиабаты для воздуха; Q_z – массовый расход воздуха через зазор между деталью и инструментом; $V_{стр}$ – скорость струи воздуха, выходящего через сопло при критическом истечении воздуха; $V_{ш1}$ – скорость шара до удара; K_v – поправочный коэффициент на скорость шаров; $A_{см}$ – работа, необходимая для смятия микронеровностей с исходного значения; шероховатости до заданного конечного ее значения; k' – коэффициент, зависящий от свойств обрабатываемого материала; $Ra_{исх}$ – исходная шероховатость поверхности (до обработки), мкм; Ra_k – конечная шероховатость поверхности (требуемая), мкм; HB – твердость обрабатываемого материала; μ – коэффициент Пуассона; $V_{уд}$ – сминаемый объем, m^3 ; $V_{дет}$ – скорость вращения заготовки при условии ее вращения; $n_{дет}$ – частота вращения заготовки, $мин^{-1}$; $V_{ш.отн}$ – относительная скорость шара; p – импульс удара шара; $m_{ш}$ – масса шара, кг; l – путь, который проходит шар при смятии микронеровностей; S_o – осевая подача инструмента, мм/об; L – максимально возможный путь, который проходит шар при смятии микронеровностей под действием максимальной ударной силы; $F_{max\ уд}$ – максимальная ударная сила шара; $\sum A_{ш\ инст}$ – работа, совершаемая инструментом для смятия микронеровностей с исходного значения шероховатости до ее конечного значения.

Таким образом, функциональная семантическая сеть для управления качеством поверхности при упрочня-

ющей пневмоцентробежной обработке отверстий включает 23 отношения и 42 параметра.

Для наглядности функциональную семантическую сеть можно представить в виде двудольного неориентированного графа, представленного на рис. 2.

Использование функциональных семантических сетей в программах в качестве инструмента для вычислений обеспечивает их интеллектуальность за счет того, что жесткий алгоритм действий у таких систем отсутствует, а последовательность выполняемых действий определяется самой системой в процессе решения отдельной поставленной задачи [1].

Это обеспечивается за счет того, что каждое из отношений функциональной сети имеет несколько разрешений. Так, например, из отношения R_1 можно определить два параметра d_c и f_c . При этом отношение R_1 в зависимости от известных данных будет преобразовываться в функции F_1 , представленные на рис. 3.

Покажем принцип нахождения параметров на основе использования сети на примере. Рассмотрим решение задачи, определяющей шероховатость погрешности после упрочняющей пневмоцентробежной обработки. Исходными данными являются: диаметр заготовки $D_{дет}$, исходная шероховатость поверхности $Ra_{исх}$, твердость обрабатываемого материала HB , масса шара $m_{ш}$, коэффициент Пуассона μ , сминаемый объем $V_{уд}$, давление в осевой полости инструмента P_o , показатель адиабаты для воздуха k , диаметр шаров $d_{ш}$, давление атмосферное P_a , коэффициент расхода воздуха через сопло μ_c , диаметр сопел d_c , количество сопел z_c , коэффициент расхода воздуха через зазор между деталью и инструментом μ_z .

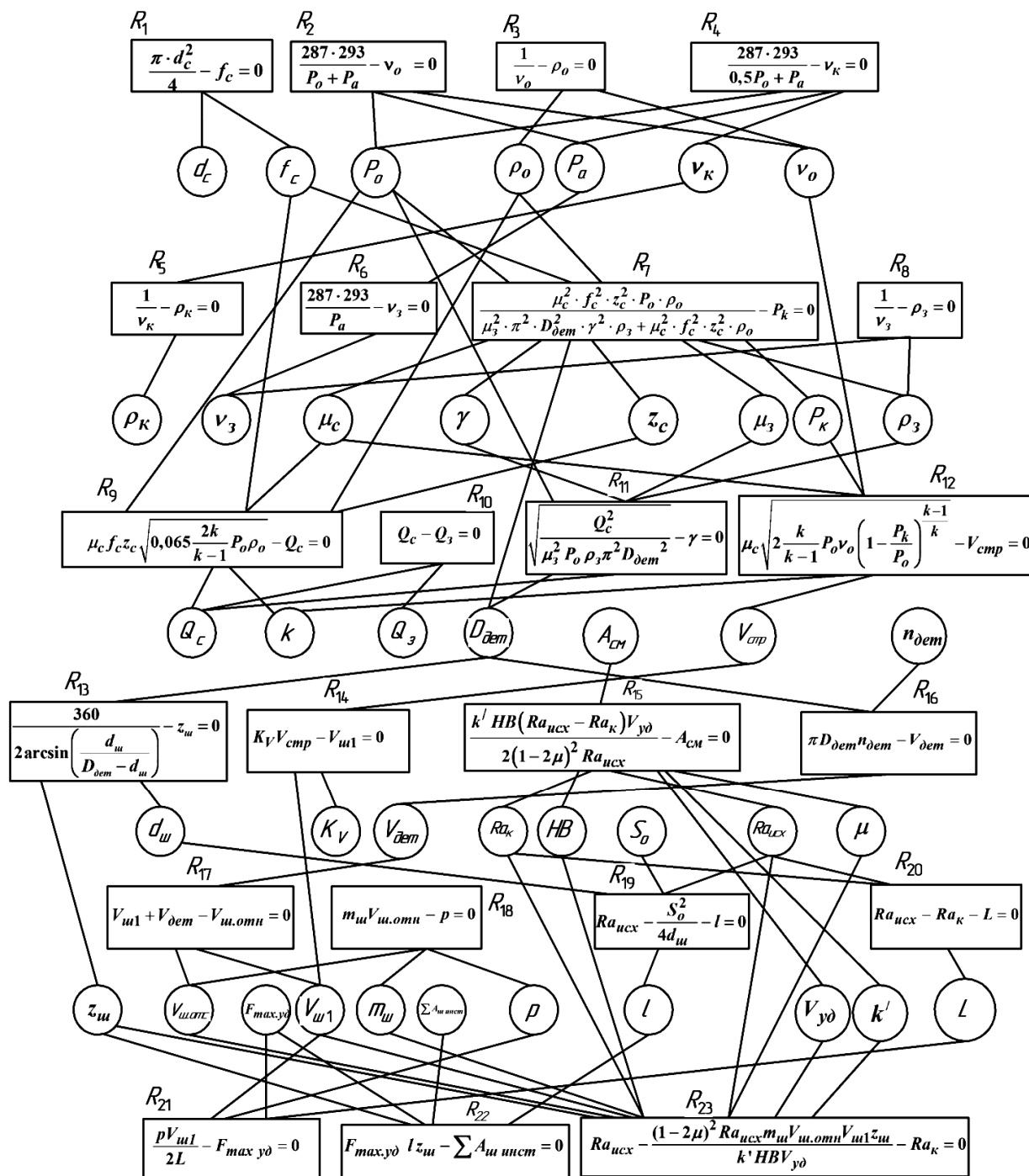
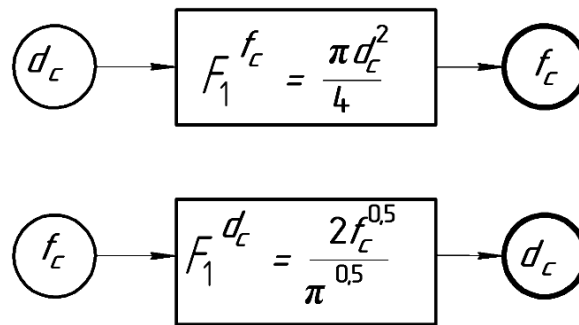


Рис. 2. Функциональная семантическая сеть

Рис. 3. Разрешения отношения R_1

Поскольку в данном случае удельный объем v_k ; плотность воздуха в камере расширения инструмента ρ_k ; работу, необходимую для смятия микронеровностей $A_{см}$; импульс удара шара p ; скорость вращения заготовки $V_{дет}$; путь, который проходит шар при смятии микронеровностей l ; максимально возможный путь, который проходит шар при смятии микронеровностей под действием максимальной ударной силы L ; максимальную ударную силу шара $F_{max\ yd}$; массовый расход воздуха через зазор между деталью и инструментом Q_3 ; работу, совершаемую инструментом для смятия микронеровностей с исходного значения шероховатости до ее конечного значения $\Sigma A_{инст}$ вычислять не требуется, то отношения R_4 – R_5 , R_{10} , R_{15} , R_{16} и R_{18} – R_{22} использоваться не будут.

А у отношений R_1 – R_3 , R_6 – R_9 , R_{11} – R_{14} , R_{17} и R_{23} определяются входные и выходные параметры. В результате чего происходит их преобразование в соответствующие функции F .

В результате интеллектуальная система построит цепочку функций для решения поставленной задачи (рис. 4). При этом отношение R_2 будет преобразовано в функцию F_2 , определяющую удельный объем воздуха v_o . Параметр v_o в данном случае будет являться выходным параметром для функции F_2 и входным параметром для F_3 . Аналогичным образом будут определены

входные и выходные параметры остальных отношений сети.

Таким образом, в зависимости от исходных данных и выбранных управляемых параметров для обеспечения качества поверхности отверстий будут сформированы свои цепочки функций.

Однако следует учитывать, что не всеми 42 параметрами сети можно управлять шероховатостью и формой микрорельефа отверстий. Поэтому был проведен анализ параметров сети и выделены два типа параметров технологического процесса пневмоцентробежной обработки отверстий – неуправляемые и управляемые. Неуправляемые в ходе решения поставленной задачи фиксируются на некотором неизменном уровне, т. е. являются исходными данными, а управляемые образуют пространство поиска.

Выбор управляемых параметров базировался на анализе общих технологических подходов к обеспечению заданных параметров качества поверхности при пневмоцентробежной обработке отверстий, выбору ее режимов, анализу конструктивных параметров инструмента и т. д. При таком выборе также учитывалась возможность экономической целесообразности управления параметрами сети.

Таким образом, в качестве управляемых выбраны диаметр, количество и масса шаров, давление в осевой полости инструмента, диаметр и количество со-

пел, зазор между заготовкой и инструментом, исходная шероховатость поверхности, скорость и частота вращения

заготовки (при условии ее вращения), осевая подача инструмента и др.

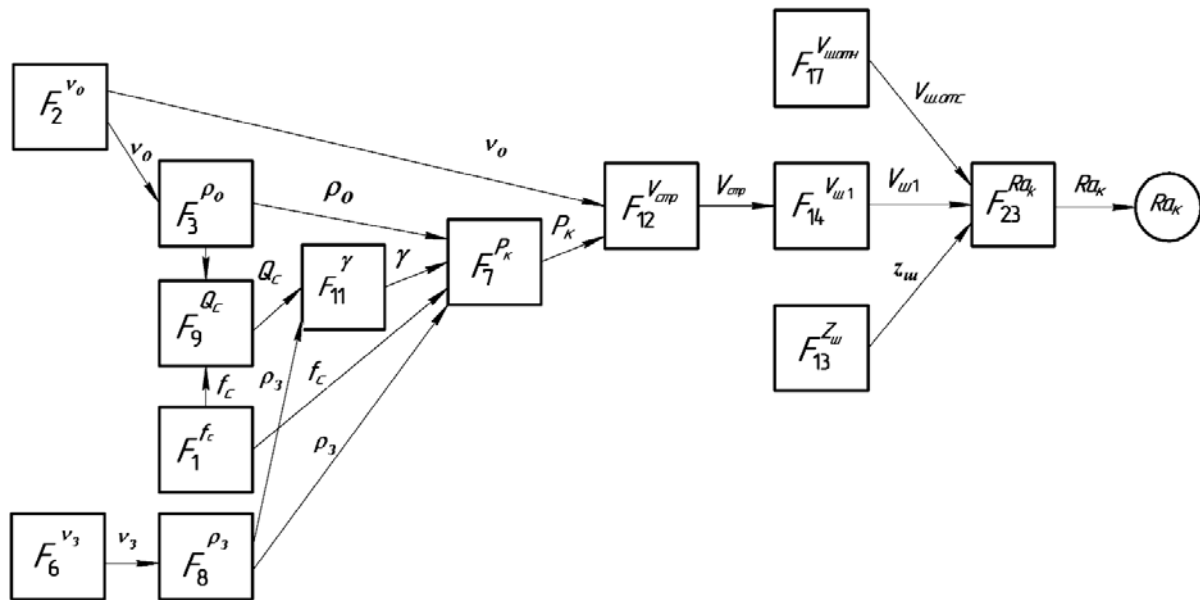


Рис. 4. Цепочка функций для решения задачи, определяющей конечную шероховатость

Неуправляемыми параметрами сети являются твердость обрабатываемого материала, диаметр заготовки, а также требуемая шероховатости и форма микрорельефа поверхности. Параметрами, определяющими форму микрорельефа, являются размеры, форма и расположение сопел в распорных втулках раскатника, глубина регулярной неровности рельефа.

На сформированной функциональной семантической сети (см. рис. 2) можно решать различные задачи по нахождению любых их параметров. При этом для каждого случая отношения будут иметь необходимые разрешения и будут сформированы свои цепочки функций.

Так, использование функциональной семантической сети, представленной в табл. 1 и на рис. 2, позволит не только прогнозировать шероховатость обработанной поверхности, но и определять конструкторско-технологические

параметры, обеспечивающие получение заданного уровня качества поверхности.

Так, при нахождении осевой подачи инструмента S_0 при упрочняющей пневмоцентробежной обработке отверстий, обеспечивающей заданную шероховатость поверхности, будут использоваться отношения R_1-R_3 , R_6-R_9 , R_{11} , R_{12} , R_{14} , $R_{17}-R_{19}$, R_{21} , R_{22} и сформируется цепочка функций, представленная на рис. 5.

Заключение

Применение функциональной семантической сети для управления упрочняющей пневмоцентробежной обработкой отверстий дает возможность решать задачи, связанные с прогнозированием качества поверхности, так и задачи, связанные с определением конструктивных параметров инструмента и режимов, обеспечивающих оптимальные условия обработки. При этом для

интеллектуальных систем, использующих функциональные семантические сети, четкого алгоритма не требуется, так как система в процессе решения по-

ставленной задачи анализирует отношения, выделяет входные и выходные параметры и формирует цепочку выполняемых функций.

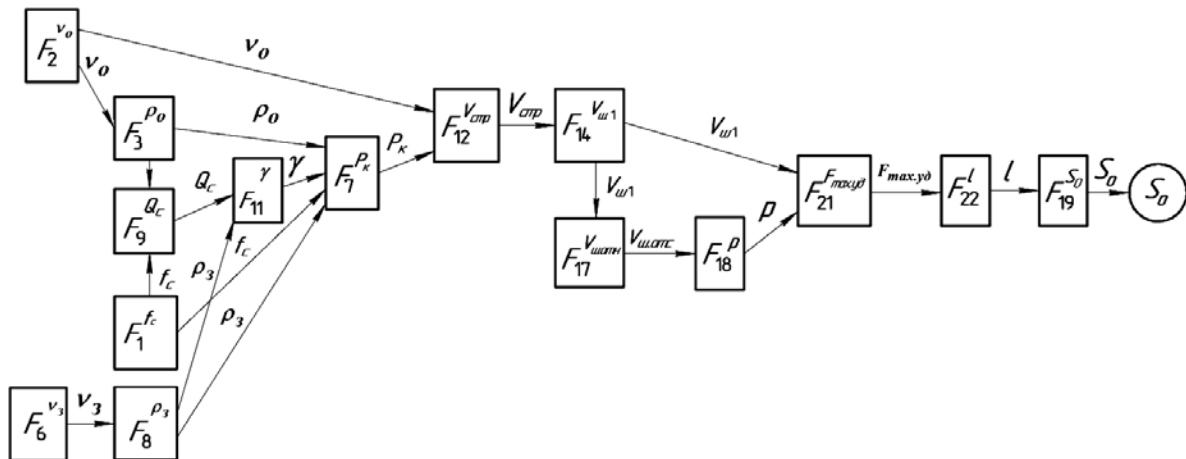


Рис. 5. Цепочка функций для решения задачи, определяющей осевую подачу инструмента

На основе анализа множества параметров математической модели, представленной в форме функциональной семантической сети, установлено, что число управляемых параметров при решении задач, связанных с управлением процессом упрочняющей пневмоцентробежной обработки отверстий, может достигать более 25, что существенно превышает число факторов, используемых принятыми методиками обеспе-

чения качества поверхности.

В связи с этим использование построенной функциональной семантической сети обеспечит более существенное повышение качества поверхности после упрочняющей пневмоцентробежной обработки отверстий по сравнению с принятыми в настоящее время методиками за счет управления большим количеством параметров и учета их функциональных взаимосвязей.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пашкевич, В. М. Функциональные семантические сети для обеспечения точности механической обработки / В. М. Пашкевич, М. Н. Миронова. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2015. – 200 с.
2. Гарлачов, Н. С. Влияние конструктивных и технологических факторов на частоту вращения шаров пневмоцентробежного раскатника / Н. С. Гарлачов, Е. Н. Антонова // Вестн. МГТУ. – 2006. – № 1. – С. 41–44.
3. Парахневич, В. Т. Энергетический анализ пневмоцентробежного шарикового раскатника / В. Т. Парахневич, Е. Н. Антонова // Вестн. МГТУ. – 2006. – № 1. – С. 188–192.
4. Гарлачов, Н. С. Методика определения работы, совершаемой пневмоцентробежным раскатником при обработке внутренних цилиндрических поверхностей / Н. С. Гарлачов, Е. Н. Антонова // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2007. – № 1. – С. 76–81.

5. **Антонова, Е. Н.** Обработка внутренних поверхностей тел вращения двухрядным пневмоцентробежным раскатником / Е. Н. Антонова // Сборник научных трудов членов Международной Балтийской Ассоциации машиностроителей. – Калининград: Калининградский гос. техн. ун-т, 2005. – № 5. – С. 59–61.

6. **Пашкевич, В. М.** Методология комплексного решения технологических задач на основе использования функциональных семантических сетей / В. М. Пашкевич, М. Н. Миронова // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2013. – № 2. – С. 95–105.

Статья сдана в редакцию 01 июля 2020 года

Марина Николаевна Миронова, канд. техн. наук, Белорусско-Российский университет.

Елена Николаевна Антонова, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.

Marina Nikolaevna Mironova, PhD (Engineering), Belarusian-Russian University.

Elena Nikolaevna Antonova, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.

УДК 621.83.06

А. П. Прудников, А. Д. Бодунова

СИЛОВОЙ И ПРОЧНОСТНОЙ АНАЛИЗ ПЕРЕДАЧИ С ФИКСИРОВАННЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ ПРОМЕЖУТОЧНЫХ ТЕЛ КАЧЕНИЯ

UDC 621.83.06

A. P. Prudnikov, A. D. Bodunova

POWER AND STRENGTH ANALYSIS OF TRANSMISSION WITH FIXED ARRANGEMENT OF INTERMEDIATE ROLLING BODIES

Аннотация

Представлен алгоритм определения сил, действующих на звенья передачи с фиксированным расположением промежуточных тел качения. Проанализированы факторы, влияющие на КПД передачи. Получены зависимости для определения геометрических параметров звеньев передачи исходя из действующих на них нагрузок. Адекватность полученных зависимостей подтверждена посредством метода конечных элементов.

Ключевые слова:

механическая передача, промежуточные тела качения, составной ролик.

Abstract

The paper presents an algorithm for determining the forces acting on transmission links with a fixed arrangement of intermediate rolling bodies. The factors affecting the transmission efficiency are analyzed. Dependencies are obtained for determining the geometric parameters of transmission links based on the loads acting on them. The adequacy of the obtained dependencies is confirmed by the finite element method.

Keywords:

mechanical transmission, intermediate rolling bodies, composite roller.

Введение

Силовой анализ передачи с фиксированным расположением промежуточных тел качения (составных роликов) [1] необходим для определения сил, действующих на звенья передачи, с целью дальнейшего ее расчета на прочность, а также анализа факторов, влияющих на коэффициент полезного действия передачи.

При выполнении силового анализа исходными данными являются геометрические характеристики передачи, передаточное число u , момент полезного сопротивления на ведомом валу M_2 .

С целью упрощения расчетов принимается следующая степень идеализации объекта исследования:

- режим работы передачи – устоявшийся;
- составные ролики взаимодействуют с беговыми дорожками, углы наклона рабочих участков которых постоянны;
- сила тяжести, действующая на ролики, не учитывается (поскольку масса ролика невелика).

При проведении силового анализа необходимо учесть некоторые конструктивные особенности передачи с фиксированным расположением про-

межуточных тел качения. В качестве промежуточных тел качения в передаче применяются составные ролики, состоящие из базового элемента и втулок, установленных на его концах. Базовый элемент фиксируется на ведомом валу и совершает в процессе работы передачи колебательные движения. При этом точка фиксации базового элемента располагается на середине его длины. Втулки, установленные на концах базового элемента и взаимодействующие в процессе работы передачи с беговыми дорожками, служат для замены трения скольжения на трение качения и, соответственно, для повышения КПД передачи.

Беговые дорожки на ведущем и неподвижном звене можно изготовить

только с помощью сферической фрезы, поскольку беговая дорожка должна быть спрофилирована с учетом траектории движения конца ролика, совершающего колебательное движение. Соответственно, наружная поверхность втулки, установленной на конце ролика и взаимодействующей с беговой дорожкой, выполняется сферической, что обеспечивает снижение контактных напряжений.

Силовой анализ

Схема сил, действующих на составной ролик, передающий нагрузку, представлена на рис. 1.

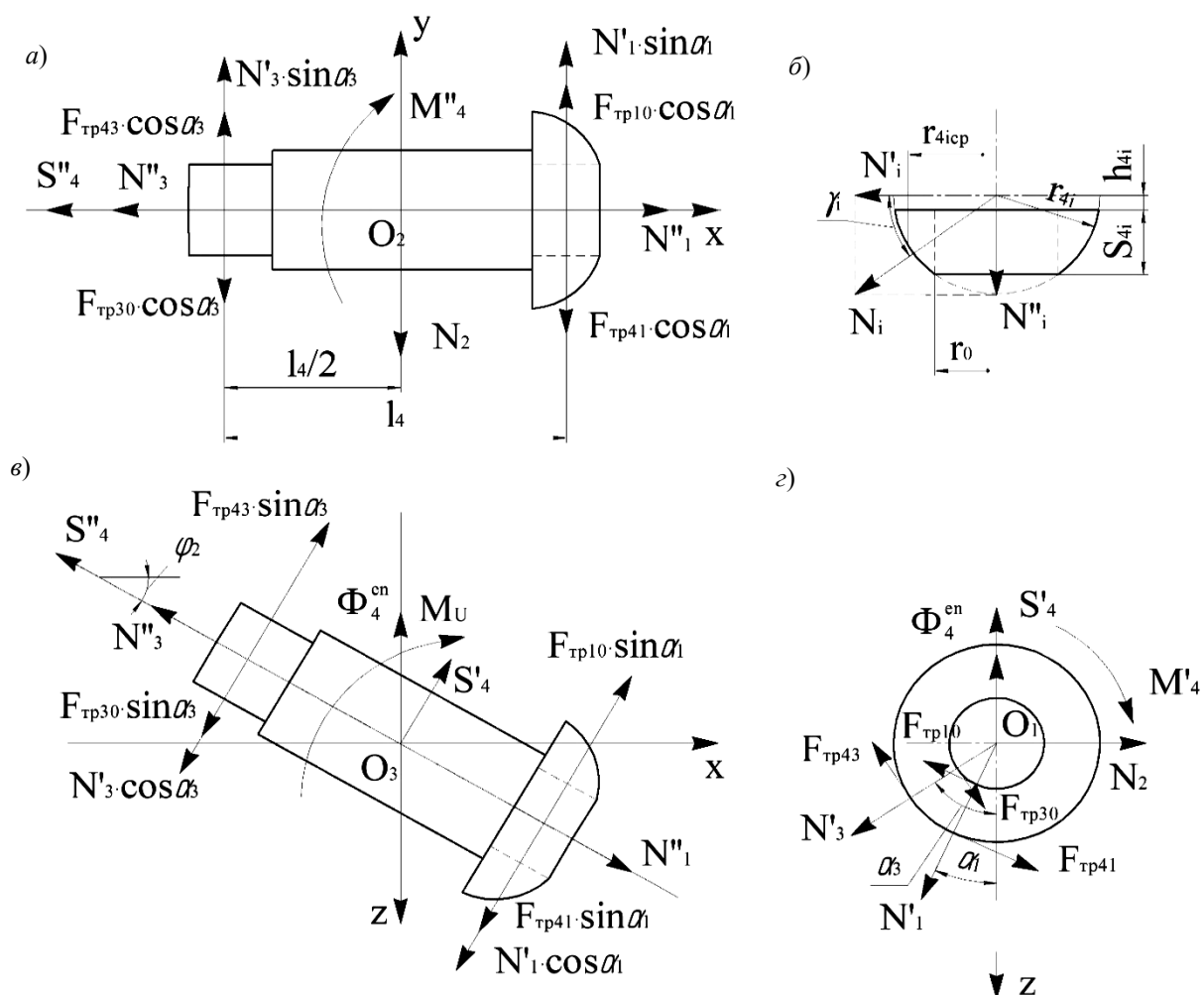


Рис. 1. Схема действующих на составной ролик сил

Угол отклонения реакции, возникающей со стороны ролика при его взаимодействии с соответствующей беговой дорожкой, N_i (см. рис. 1, б) от плоскости, перпендикулярной оси цилиндрической поверхности составного ролика, при допущении о равномерности распределения нагрузки по линии контакта определяется по формуле

$$\gamma_i = \frac{\arcsin((h_{4i} + S_{4i})/r_{4i}) + \arcsin(h_{4i}/r_{4i})}{2}, \quad (1)$$

где h_{4i} – расстояние от центра сферы, являющейся образующей для наружной поверхности втулки, до торцевой поверхности втулки, м; S_{4i} – высота втулки, установленной на конце базового элемента составного ролика, м; r_{4i} – радиус сферы, являющейся образующей для наружной поверхности втулки, м; i – индекс, отражающий принадлежность параметра элементу составного ролика, контактирующего с беговой дорожкой на ведущем (1) или заторможенном (3) звеньях.

При этом учитываются следующие силы трения, возникающие на поверхностях составного ролика:

– силы трения качения $F_{тр41}$, $F_{тр43}$, возникающие при взаимодействии ролика с соответствующей беговой дорожкой;

– силы трения скольжения $F_{тр10}$, $F_{тр30}$, возникающие при взаимодействии соответствующей втулки, установленной на конце ролика, с базовым элементом;

$$\begin{aligned} \sum y = 0: \\ N_1 \cdot \cos(\gamma_1) \cdot (\sin(\alpha_1) + \cos(\alpha_1) \cdot \delta_r - \cos(\alpha_1) \cdot \delta_c) + \\ + N_3 \cdot \cos(\gamma_3) \cdot (\sin(\alpha_3) + \cos(\alpha_3) \cdot \delta_r - \cos(\alpha_3) \cdot \delta_c) = N_2; \end{aligned} \quad (4)$$

– сила трения скольжения при взаимодействии составного ролика с ведомым валом.

Воздействие сил инерции на составной ролик учитывается с помощью центробежной силы инерции, возникающей при вращении ролика вместе с ведомым валом, и момента сил инерции, возникающем при совершении роликом колебательного движения.

Центробежная сила инерции, действующая на составной ролик, определяется по формуле

$$\Phi_4^{en} = m_4 \cdot \omega_2^2 \cdot R_2, \quad (2)$$

где m_4 – масса составного ролика, кг; ω_2 – угловая скорость вращения ведомого вала, рад/с; R_2 – радиус цилиндрической поверхности ведомого вала, на которой фиксируется составной ролик, м.

Момент сил инерции, действующий на составной ролик, определяется по формуле

$$M_u = \frac{m_4 \cdot l_4^2 \cdot \varepsilon_4}{2}, \quad (3)$$

где l_4 – длина составного ролика, м; ε_4 – угловое ускорение составного ролика при совершении им колебательного движения, рад/с².

Для нахождения неизвестных составляются уравнения проекций сил на соответствующие оси и суммы моментов относительно точки фиксации ролика:

$$\begin{aligned}
\sum x = 0 : \\
N_1 \cdot (\sin(\gamma_1) \cdot \cos(\varphi_2) + \cos(\gamma_1) \cdot \delta_c \cdot \sin(\alpha_1) \cdot \sin(\varphi_2) - \\
- \cos(\gamma_1) \cdot \cos(\alpha_1) \cdot \sin(\varphi_2) - \cos(\gamma_1) \cdot \delta_r \cdot \sin(\alpha_1) \cdot \sin(\varphi_2)) + \\
+ N_3 \cdot (\cos(\gamma_3) \cdot \delta_r \cdot \sin(\alpha_3) \cdot \sin(\varphi_2) - \sin(\gamma_3) \cdot \cos(\varphi_2) - \\
- \cos(\gamma_3) \cdot \delta_c \cdot \sin(\alpha_3) \cdot \sin(\varphi_2) - \cos(\gamma_3) \cdot \cos(\alpha_3) \cdot \sin(\varphi_2)) + \\
+ S_4' \cdot \sin(\varphi_2) - S_4'' \cdot \cos(\varphi_2) = 0; \quad (5)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\sum z = 0 : \\
N_1 \cdot (\sin(\gamma_1) \cdot \sin(\varphi_2) - \cos(\gamma_1) \cdot \delta_c \cdot \sin(\alpha_1) \cdot \cos(\varphi_2) + \\
+ \cos(\gamma_1) \cdot \delta_r \cdot \sin(\alpha_1) \cdot \cos(\varphi_2) + \cos(\gamma_1) \cdot \cos(\alpha_1) \cdot \cos(\varphi_2)) + \\
+ N_3 \cdot (\cos(\gamma_3) \cdot \cos(\alpha_3) \cdot \cos(\varphi_2) - \sin(\gamma_3) \cdot \sin(\varphi_2) - \\
- \cos(\gamma_3) \cdot \delta_r \cdot \sin(\alpha_3) \cdot \cos(\varphi_2) + \cos(\gamma_3) \cdot \delta_c \cdot \sin(\alpha_3) \cdot \cos(\varphi_2)) - \\
- S_4' \cdot \cos(\varphi_2) - S_4'' \cdot \sin(\varphi_2) = \Phi_4^{\text{en}}; \quad (6)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\sum M_{O_1} = 0 : \\
N_1 \cdot (\cos(\gamma_1) \cdot \delta_c \cdot r_0 - \cos(\gamma_1) \cdot \delta_r \cdot r_{4\text{лср}}) + \\
+ N_3 \cdot (\cos(\gamma_3) \cdot \delta_r \cdot r_{43\text{ср}} - \cos(\gamma_3) \cdot \delta_c \cdot r_0) + M_4' = 0; \quad (7)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\sum M_{O_2} = 0 : \\
N_1 \cdot \frac{l_4}{2} \cdot (\cos(\gamma_1) \cdot \delta_r \cdot \cos(\alpha_1) - \cos(\gamma_1) \cdot \delta_c \cdot \cos(\alpha_1) - \\
- \cos(\gamma_1) \cdot \sin(\alpha_1)) + N_3 \cdot \frac{l_4}{2} \cdot (\cos(\gamma_3) \cdot \sin(\alpha_3) + \\
+ \cos(\gamma_3) \cdot \delta_r \cdot \cos(\alpha_3) - \cos(\gamma_3) \cdot \delta_c \cdot \cos(\alpha_3)) + M_4'' = 0; \quad (8)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\sum M_{O_3} = 0 : \\
N_1 \cdot \frac{l_4}{2} \cdot (\cos(\gamma_1) \cdot \cos(\alpha_1) + \cos(\gamma_1) \cdot \delta_r \cdot \sin(\alpha_1) - \\
- \cos(\gamma_1) \cdot \delta_c \cdot \sin(\alpha_1)) + N_3 \cdot \frac{l_4}{2} \cdot (\cos(\gamma_3) \cdot \delta_r \cdot \sin(\alpha_3) - \\
- \cos(\gamma_3) \cdot \delta_c \cdot \sin(\alpha_3) - \cos(\gamma_3) \cdot \cos(\alpha_3)) + \\
+ S_4' \cdot \delta_c \cdot r_{\text{ср}} + S_4'' \cdot \delta_c \cdot r_{\text{ср}} = -M_U, \quad (9)
\end{aligned}$$

где N_1 и N_3 – реакции, действующие на составной ролик со стороны соответ-

ствующей беговой дорожки или ведомого вала, H ; α_1 и α_3 – углы подъема

кривых синусоиды, являющейся образующей для соответствующей беговой дорожки, рад; δ_c – коэффициент трения скольжения; δ_r – коэффициент трения качения, $\delta_r = f_r/r_{4i}$; φ_2 – угол наклона составного ролика относительно оси вращения ведомого вала при совершении роликом колебательного движения, рад; S'_4, S''_4, M'_4, M''_4 – составляющие реакции на базовый элемент составного ролика, зафиксированный на ведомом валу, со стороны ведомого вала, Н; r_0 – радиус цилиндрической поверхности базового элемента составного ролика, на которой устанавливается втулка, контактирующая с беговыми дорожками, м; r_{4icp} – радиус наружной поверхности втулки, на котором располагается середина линии ее контакта с соответствующей беговой дорожкой, м; $r_{ст}$ – радиус цилиндрической поверхности выступов на базовом элементе составного ролика, посредством которых он фиксируется на ведомом валу, м.

При решении системы уравнений (4)–(9) матричным методом указанную систему можно представить в виде

$$a_{k1} \cdot N_1 + a_{k2} \cdot N_3 + a_{k3} \cdot S'_4 + a_{k4} \cdot S''_4 + a_{k5} \cdot M'_4 + a_{k6} \cdot M''_4 = b_k, \quad (10)$$

где k – номер строки, $k = 1 \dots 6$; $a_{k1}, \dots, a_{k6}$ – коэффициенты при реакциях $N_1, N_3, S'_4, S''_4, M'_4, M''_4$ в системе уравнений (4)–(9); b_k – выражения, стоящие в правых частях системы уравнений (4)–(9).

Вводятся следующие матрицы:

$$N_m = \begin{pmatrix} N_1 \\ N_3 \\ S'_4 \\ S''_4 \\ M'_4 \\ M''_4 \end{pmatrix};$$

$$A_m = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{pmatrix};$$

$$B_m = \begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \\ b_3 \\ b_4 \\ b_5 \\ b_6 \end{pmatrix}. \quad (11)$$

Решение системы уравнений (4)–(9)

$$N_m = A_m^{-1} \cdot B_m. \quad (12)$$

Для нахождения КПД передачи по известной зависимости $\eta = \frac{M_2}{M_1 \cdot u}$ необ-

ходимо определить величину вращающего момента на ведущем валу M_1 по формуле

$$M_1 = N_1 \cdot \cos(\gamma_1) \cdot \cos(\alpha_1) \times \tan(\alpha_1 + \varphi_{тр}) \cdot R_1, \quad (13)$$

где $\varphi_{тр}$ – угол трения, рад; R_1 – радиус цилиндрической поверхности, на которой располагается точка контакта составного ролика с беговой дорожкой, м.

На базе полученной математической модели определим силы, действующие на составной ролик, и КПД передачи.

В качестве исходных данных принимаем момент полезного сопротивления $M_2 = 50$ Н·м; передаточное число $u = 4$; $R_2 = 25$ мм; $l_4 = 35$ мм; $\delta_r = 0,002$; $\delta_c = 0,075$.

Получаем следующие результаты: $N_1 = 1237$ Н; $N_2 = 1000$ Н; $N_3 = 1617$ Н;

$S_4' = 1440 \text{ Н}$; $S_4'' = 290,11 \text{ Н}$; $M_4' = 0,08 \text{ Н·м}$;
 $M_4'' = 13,91 \text{ Н·м}$; $M_1 = 15,15 \text{ Н·м}$; $\eta = 0,825$.

Анализ полученных результатов показывает, что максимальные нагрузки действуют на составной ролик в месте его фиксации на ведомом валу и со стороны зафиксированного звена, КПД передачи соответствует червячным редукторам.

Анализ математической модели действующих в передаче сил позволяет

установить, что на КПД передачи из факторов, которые можно варьировать, главным образом влияет длина составного ролика l_4 . Сферическая форма наружной поверхности втулок (размеры r_{4i} и S_{4i}), контактирующих с беговыми дорожками, на КПД передачи влияет незначительно.

На рис. 2 представлена зависимость КПД от длины составного ролика.

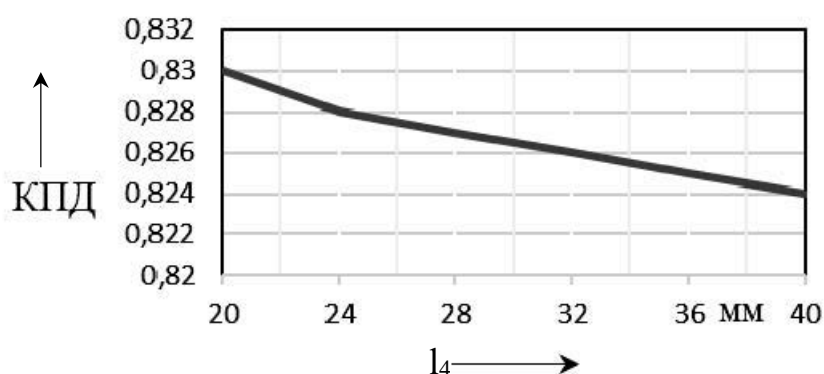


Рис. 2. Зависимость КПД передачи от длины составного ролика

Как видно из графика, чем меньше длина составного ролика, тем выше КПД.

Прочностной анализ

Полученные силовые зависимости позволяют выполнить прочностной анализ передачи.

Нагрузочная способность передачи с промежуточными телами качения определяется контактными напряжениями в зоне взаимодействия составного ролика с беговыми дорожками с учетом того, что беговая дорожка и контактирующий с ней элемент составного ролика имеют сферическую форму.

$$\sigma_{Hi} = 0,386 \cdot \sqrt[3]{\frac{N_i \cdot (R_{4i} - r_{4i}) \cdot E_1^2 \cdot E_2^2}{r_{4i}^2 \cdot R_{4i} \cdot ((1 - \mu_1^2) \cdot E_2 + (1 - \mu_2^2) \cdot E_1)^2}} \leq [\sigma_{Hi}], \quad (14)$$

где R_{4i} — радиус сферической фрезы, с помощью которой нарезается соответствующая беговая дорожка, м; E_1, E_2 — модули упругости материала контактирующих деталей, Па; μ_1, μ_2 — коэффициенты Пуассона материала контактирующих деталей; $[\sigma_{Hi}]$ — допускаемое контактное напряжение, МПа.

Для базового элемента составного ролика характерно возникновение напряжений смятия и среза в местах установки на нем втулок и его фиксации на ведомом валу (рис. 3).

Напряжения смятия и среза для цапф базового элемента, на которых устанавливаются втулки, определяют их минимальные размеры:

$$r_0 = \sqrt{\frac{N_i}{\pi \cdot [\tau]}}; \quad (15)$$

где $[\tau]$ – допускаемое напряжение среза, МПа; l_0 – длина цапфы, м; $[\sigma_{см}]$ – допускаемое напряжение смятия, МПа.

$$l_0 = \frac{N_i}{2 \cdot r_0 \cdot [\sigma_{см}]}, \quad (16)$$

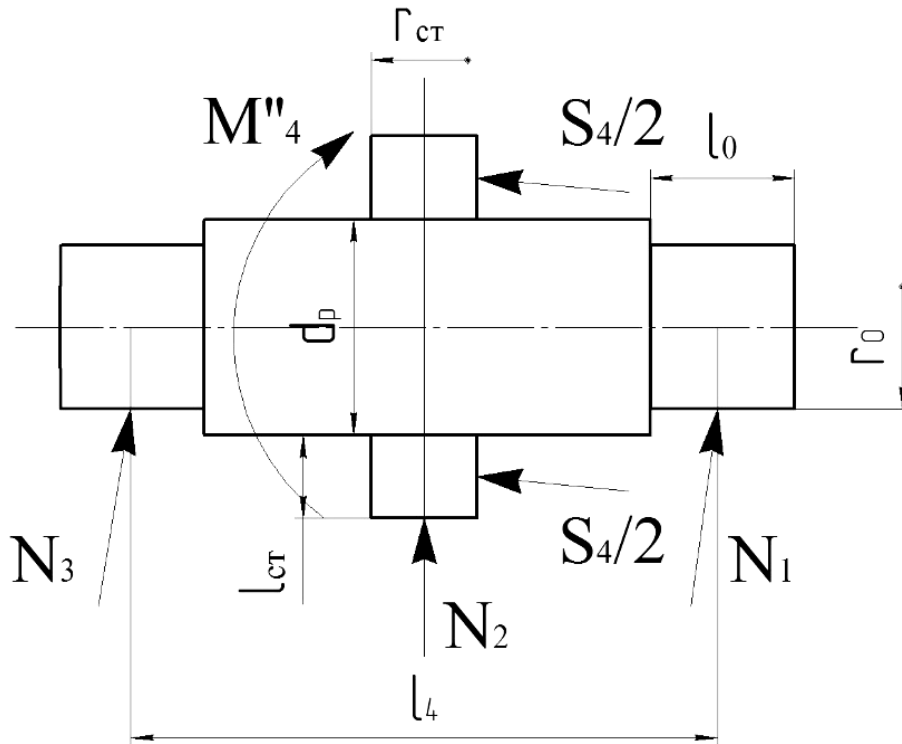


Рис. 3. Базовый элемент ролика

Минимальные размеры выступов, посредством которых составной ролик фиксируется на ведомом валу, определяются также исходя из напряжений смятия и среза, на которые влияет реакция $S_4 = \sqrt{S_4'^2 + S_4''^2}$:

$$r_{ст} = \sqrt{\frac{S_4}{2 \cdot \pi \cdot [\tau]}}; \quad (17)$$

$$l_{ст} = \frac{S_4}{4 \cdot r_{ст} \cdot [\sigma_{см}]}, \quad (18)$$

где $l_{ст}$ – длина цилиндрической поверхности выступов на базовом элементе

составного ролика, посредством которых он фиксируется на ведомом валу, м.

Создаваемое реактивным моментом M_4'' напряжение изгиба, действующее на выступы ролика, можно не учитывать, поскольку момент, как видно из расчетов, составляет небольшую величину и возникающее напряжение к тому же снижается действием силы N_2 .

Напряжение смятия, создаваемое силой N_2 , можно не учитывать, т. к. реакция S_4 значительно больше по величине.

Напряжение кручения, возникающее в базовом элементе, можно не учи-

тывать, т. к. реакция M_4' имеет небольшую величину.

Диаметр базового элемента ролика d_p необходимо проверять по возникающим напряжениям изгиба, создаваемым реакцией со стороны беговой дорожки,

$$\sigma_{\text{и}} = \frac{N_3 \cdot \cos(\gamma_3) \cdot l_4}{0,2 \cdot d_p^3} - \frac{4 \cdot N_3 \cdot \sin(\gamma_3)}{\pi \cdot d_p^2} \leq [\sigma_{\text{и}}]. \quad (19)$$

На базовый элемент ролика также будут действовать моменты M_4' , M_4'' , однако поскольку они значительно меньше по величине напряжений изгиба, создаваемых реакцией со стороны беговой дорожки, то при расчете диаметра d_p их можно не учитывать. Совместное влияние указанных сил можно учесть с помощью эквивалентных напряжений по четвертой теории прочности.

Для проверки полученной математической модели силового и прочностного анализов воспользуемся методом конечных элементов. Расчет модели пе-

редачи с фиксированным расположением тел качения, геометрические параметры которой были приняты при расчете КПД передачи, выполним в программном пакете Ansys, реализующим метод конечных элементов [2].

Прочностной анализ передачи показал, что ее прочность определяется контактными напряжениями в зоне взаимодействия составного ролика с беговыми дорожками и эквивалентными напряжениями (по четвертой теории прочности), действующими на базовый элемент ролика. Остальные напряжения, возникающие в деталях передачи, значительно меньше допускаемых.

В качестве материала для составных роликов, ведущего и неподвижного звена принимается сталь 40Х, термообработка – улучшение и закалка токами высокой частоты, полученная твердость деталей передачи – 48 HRC [3].

На рис. 4 и 5 изображены сетка разбиения на конечные элементы, действующие сила и ограничения, заданные при расчете в программном пакете Ansys.

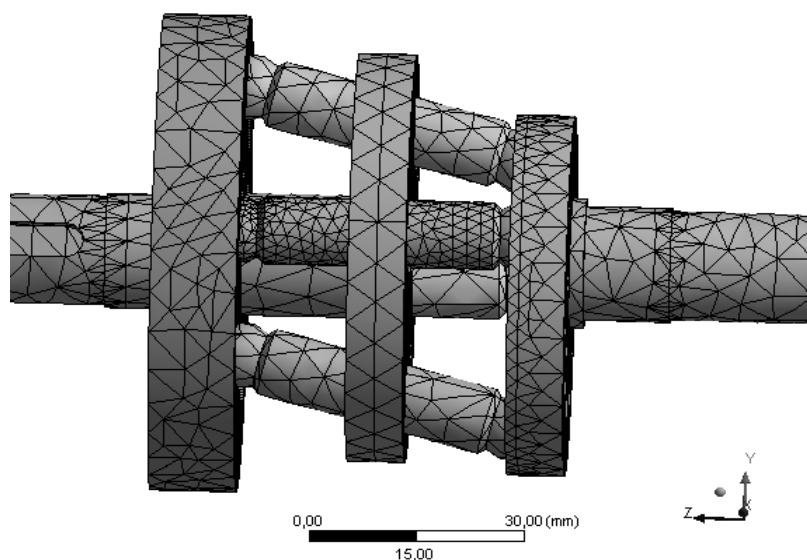


Рис. 4. Сетка разбиения на конечные элементы

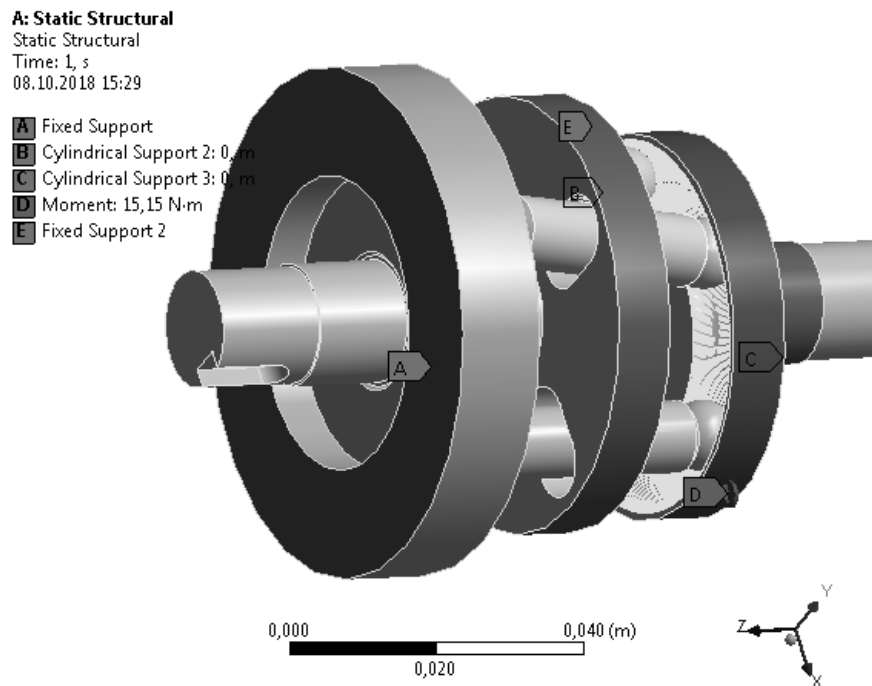


Рис. 5. Действующие сила и ограничения

На рис. 6 и 7 представлены результаты расчета:

– распределение контактного давления при взаимодействии состав-

ного ролика с многопериодной беговой дорожкой;

– эквивалентные напряжения, действующие на базовый элемент.

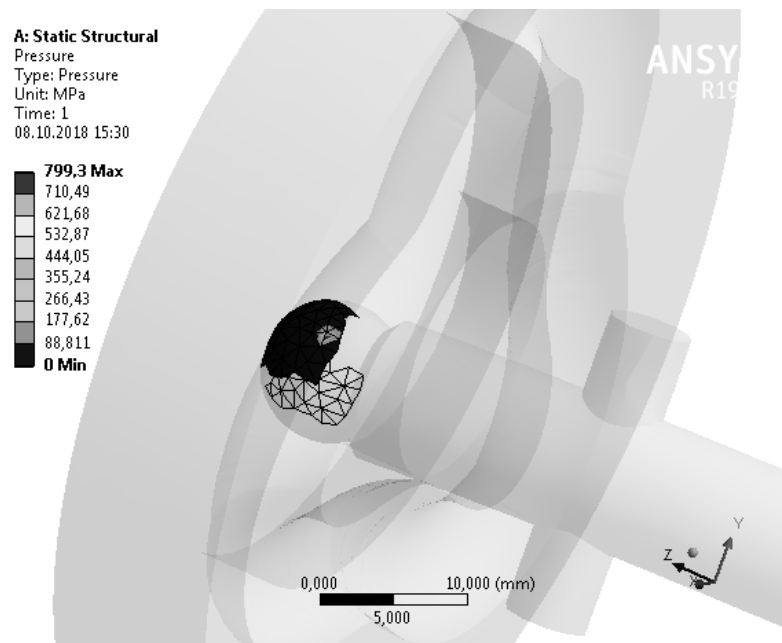


Рис. 6. Распределение контактного давления

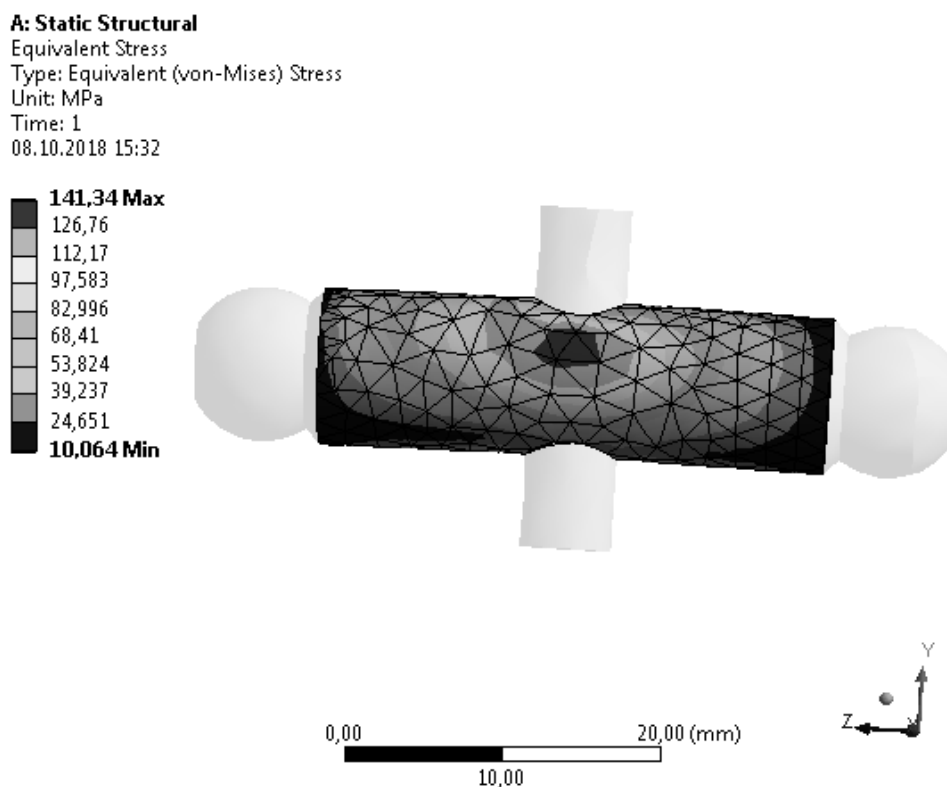


Рис. 7. Эквивалентные напряжения

Расхождение между результатами расчета, определенными с помощью метода конечных элементов и разработанной математической модели силового и прочностного анализа, не превышает 5 %.

Заключение

В результате силового анализа получена математическая модель, позволяющая определять силы, действующие на звенья передачи, а также ее КПД. Анализ полученных в ходе силового анализа результатов показывает, что максимальные нагрузки в передаче возникают в зоне взаимодействия составного ролика с ведомым валом и с беговой дорожкой на зафиксированном звене, КПД передачи соответствует червячным редукторам. Основным

варьируемым фактором, влияющим на КПД передачи, является длина составного ролика, которую для повышения КПД необходимо принимать минимально возможной.

В ходе прочностного анализа получены зависимости для определения размеров наиболее нагруженных звеньев передачи исходя из допускаемых напряжений. Компьютерное моделирование в программном пакете Ansys подтверждает адекватность полученной математической модели, позволяющей находить геометрические параметры передачи с фиксированным расположением тел качения исходя из сил, действующих на ее звенья. Представленная модель обеспечивает, таким образом, малые габаритные размеры и высокую нагрузочную способность передачи.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Прудников, А. П.** Передача с фиксированным расположением промежуточных тел качения / А. П. Прудников // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2019. – № 3 (64). – С. 75–83.
2. **Прудников, А. П.** Рациональная конструкция составного ролика для передачи с промежуточными телами качения / А. П. Прудников, О. В. Пузанова, С. Л. Шостак // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2017. – № 4 (57). – С. 60–68.
3. **Древаль, А. Е.** Краткий справочник металлиста / А. Е. Древаль, Е. А. Скороходов, А. В. Агеев; под общ. ред. А. Е. Древаля, Е. А. Скороходова. – Москва: Машиностроение, 2005. – 960 с.

Статья сдана в редакцию 12 мая 2020 года

Александр Петрович Прудников, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.
E-mail: prudnikov_a@tut.by.

Анастасия Дмитриевна Бодунова, ассистент-стажер, Белорусско-Российский университет.
E-mail: bodunok.98@mail.ru.

Aleksandr Petrovich Prudnikov, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.
E-mail: prudnikov_a@tut.by.

Anastasiya Dmitrievna Bodunova, trainee assistant lecturer, Belarusian-Russian University.
E-mail: bodunok.98@mail.ru.

УДК 629.3

В. П. Тарасик, О. В. Пузанова

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК УПРАВЛЕНИЯ ФРИКЦИОНАМИ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ НА ПОКАЗАТЕЛИ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ

UDC 629.3

V. P. Tarasik, O. V. Puzanova

EFFECT OF CHARACTERISTICS CONTROLLING FRICTION CLUTCHES OF HYDROMECHANICAL TRANSMISSION ON INDICATORS OF TRANSIENT PROCESSES

Аннотация

Приведены результаты исследований влияния характеристик управления включением фрикционов гидромеханической передачи на динамические нагрузки в трансмиссии автомобиля и теплонапряжённость фрикционов. Получены графики зависимостей принятых критериев оценки качества переходных процессов от параметров управления фрикционами. Рассмотрены способы улучшения характеристик управления.

Ключевые слова:

гидромеханическая передача, гидротрансформатор, коробка передач, базовая коробка передач, дополнительная коробка, фрикцион, характеристики управления, удельная мощность и работа буксования фрикциона.

Abstract

The paper presents the results of studies investigating the effect of characteristics controlling the engagement of friction clutches in hydromechanical transmission on the dynamic loads in the vehicle's transmission and the thermal stress in friction clutches. The graphs have been obtained which show how the accepted criteria for assessing the quality of transient processes depend upon the parameters of friction clutch control. The ways to improve control characteristics are considered.

Keywords:

hydromechanical transmission, torque converter, gearbox, basic gearbox, additional gearbox, friction clutch, control characteristics, specific power, clutch slip.

На карьерных самосвалах БелАЗ грузоподъемностью 30, 45 и 60 т применяется семейство унифицированных гидромеханических передач (ГМП). Переключение передач автоматическое, осуществляется мехатронной системой посредством многодисковых фрикционов. Качество и эффективность переходных процессов в трансмиссии при переключении передач зависят от параметров характеристик управления фрикционами.

Цель исследования

Цель исследования – сравнительная оценка влияния различных характеристик управления включением фрикционов гидромеханической передачи на динамические нагрузки в трансмиссии автомобиля и теплонапряжённость фрикционов.

Методика исследования

Исследования проводились на основе математического моделирования переходных процессов в трансмиссии и тепловой нагруженности фрикционов на режиме трогания автомобиля с места. Объектом моделирования выбран карьерный самосвал БелАЗ грузоподъемностью 60 т. Используются динамическая

и математическая модели системы «двигатель – гидротрансформатор – коробка передач – демультипликатор – главная передача – ведущие колеса – поступательно движущаяся масса автомобиля – дорога», приведенные в [1].

На рис. 1 представлены основные виды характеристик управления фрикционами коробки передач – кусочно-линейная 1 и линейная 2.

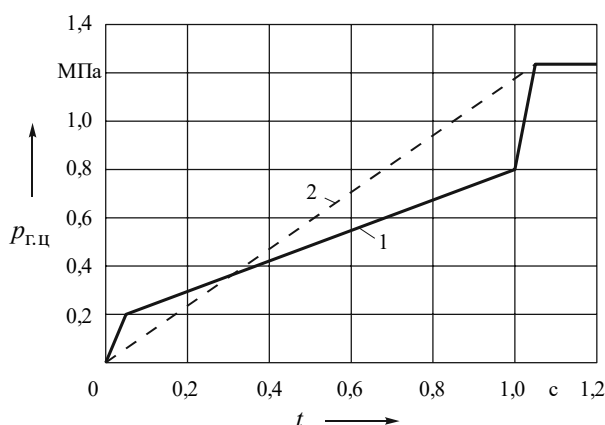


Рис. 1. Характеристики управления фрикционами

Формула алгоритма вычисления кусочно-линейной характеристики

управления фрикционом имеет вид:

$$P_{г.ц} = \begin{cases} k_{p1}t & \text{при } t \leq t_{p1}; \\ P_{г.ц1} + k_{p2}(t - t_{p1}) & \text{при } t_{p1} < t \leq t_{p2}; \\ P_{г.ц2} + k_{p3}(t - t_{p2}) & \text{при } t_{p2} < t \leq t_{p3}; \\ P_{г.ц3} & \text{при } t > t_{p3}, \end{cases} \quad (1)$$

где t_{p1} , t_{p2} , t_{p3} – координаты точек характеристики управления по оси времени t , с; $P_{г.ц1}$, $P_{г.ц2}$, $P_{г.ц3}$ – координаты точек по оси давления в гидроцилиндре фрикциона, МПа; k_{p1} , k_{p2} , k_{p3} – скорость нарастания давления на соответствующих участках характеристики управления: $k_{pi} = dp_{г.цi}/dt$, МПа/с.

Линейная характеристика управле-

ния фрикционом вычисляется по формуле

$$P_{г.цl} = \begin{cases} k_{pl}t & \text{при } t \leq t_{pl1}; \\ P_{г.цl1} & \text{при } t > t_{pl1}, \end{cases} \quad (2)$$

где t_{pl1} , $P_{г.цl1}$ – координаты точки ограничения линейной характеристики управления фрикционом (см. рис. 1).

Коэффициент трения фрикционных дисков в процессе буксования

фрикциона определялся по формуле [1]

$$\mu = \mu_0 + (\mu_k - \mu_0) \exp(k_e r_\Sigma |\omega_{\text{СК}}|), \quad (3)$$

где μ_0 , μ_k – начальное и конечное значения коэффициента трения фрикционных дисков в процессе буксования фрикциона; k_e – коэффициент экспоненты; r_Σ – радиус действия эквивалентной суммарной силы трения на поверхности фрикционных дисков, м; $\omega_{\text{СК}}$ – относительная угловая скорость скольжения дисков, рад/с.

Для пары трения металлокерамика МК5 – сталь 65Г значения μ_0 , μ_k находятся в следующих пределах: $\mu_0 = 0,05 \dots 0,06$; $\mu_k = 0,10 \dots 0,12$. При моделировании приняли $\mu_0 = 0,06$, $\mu_k = 0,10$, $k_e = 0,225$.

Момент трения фрикциона

$$M_\phi = \mu F_{\text{сж}} r_\Sigma z, \quad (4)$$

где $F_{\text{сж}}$ – усилие сжатия фрикционных дисков, Н; z – количество пар трения.

Значение $F_{\text{сж}}$ находится по формуле

$$F_{\text{сж}} = p_{\text{Г.Ц}} A_\Pi - F_{\text{В.П}}, \quad (5)$$

где A_Π – площадь поверхности поршня, на которую действует давление $p_{\text{Г.Ц}}$, м^2 ; $F_{\text{В.П}}$ – усилие возвратных пружин поршня, Н.

Графики давления на рис. 1 представлены с учётом затрат на преодоление усилия $F_{\text{В.П}}$.

На исследуемом автомобиле используется двигатель QSK19-C750 максимальной мощностью $P_{e\text{max}} = 560$ кВт при частоте вращения $n_p = 2100$ об/мин. Максимальная частота холостого хода двигателя $n_{\text{хх max}} = 2400$ об/мин. В составе ГМП использован гидротранс-

форматор ЛГ-470ПП.

При решении системы дифференциальных уравнений математической модели исследуемого объекта необходимо задать начальные условия, т. е. значения фазовых координат системы в исходном состоянии. На режиме трогания автомобиля с места все сосредоточенные массы модели неподвижны, за исключением маховика двигателя, колёс ГДТ и входного вала коробки передач (массы с моментами инерции $J_{\text{дв}}$, $J_{\text{н}}$, $J_{\text{т}}$, $J_{\text{кп.вх}}$ динамической модели на рис. 1). Следовательно, задаются начальная частота вращения вала двигателя $n_{\text{д0}}$ и соответствующая ей частота вращения турбины гидротрансформатора $n_{\text{т0}}$. Для возможности получения оценки результатов в широком диапазоне эксплуатационных условий работы автомобиля значение $n_{\text{д0}}$ варьировалось в пределах 1200...2200 об/мин.

В качестве критериев качества переходных процессов использованы время буксования фрикциона ГМП t_ϕ , максимальные значения моментов карданного вала $M_{\text{к max}}$ и полуоси ведущего моста $M_{\text{п max}}$, удельная мощность P_ϕ и удельная работа W_ϕ буксования фрикциона. Удельная мощность буксования P_ϕ , Вт/м², представляет собой функцию, вычисляемую по формуле

$$P_\phi = M_\phi |\omega_{\text{СК}}| / (z A_\phi), \quad (6)$$

где A_ϕ – площадь поверхности пары трения фрикционных дисков, м².

Удельная работа буксования W_ϕ , Дж/м²,

$$W_\phi = \int_0^{t_\phi} P_\phi dt. \quad (7)$$

Результаты исследования

Рассмотрим результаты моделирования переходных процессов в трансмиссии автомобиля, возникающих при трогании автомобиля с места, и проведём анализ влияния различных

характеристик управления фрикционной гидромеханической передачи на показатели качества этих процессов. Вначале сравним результаты, получаемые при использовании характеристик управления, представленных на рис. 2.

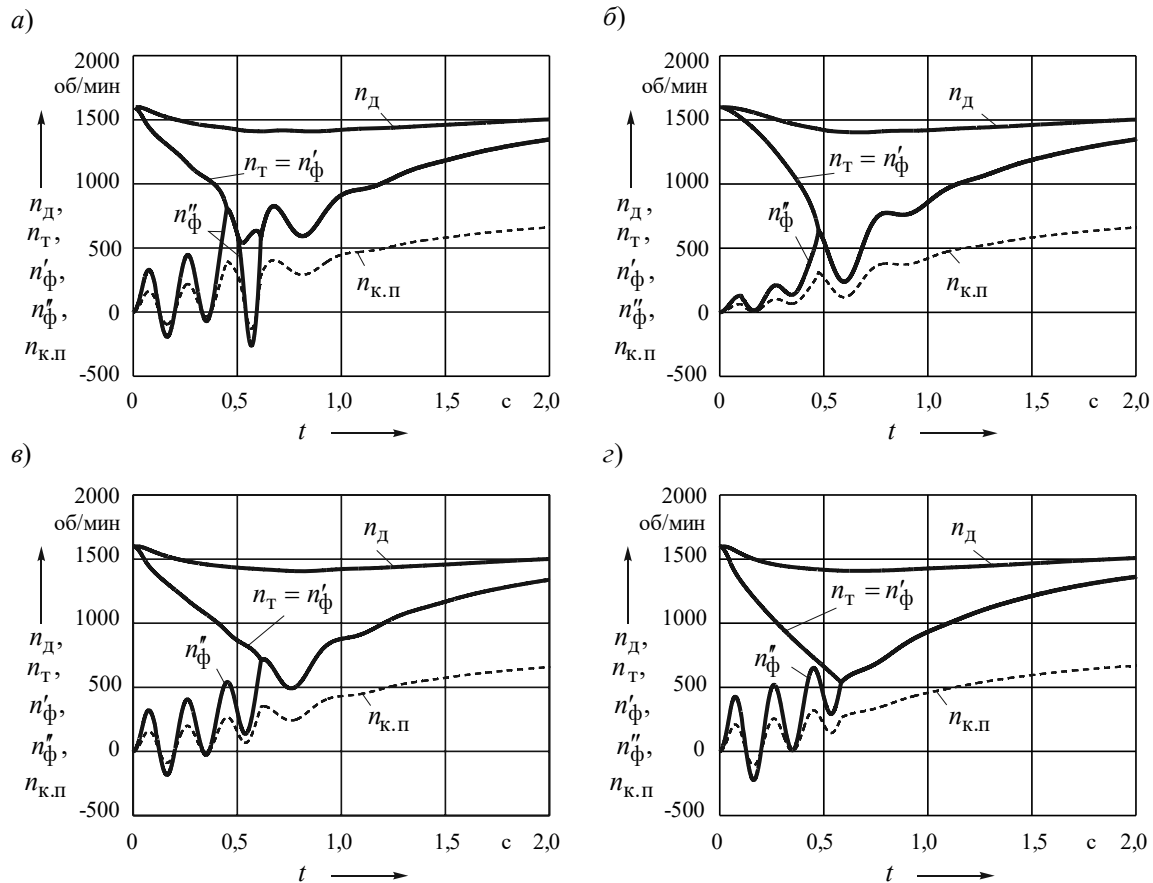


Рис. 2. Графики изменения во времени частот вращения двигателя n_d и валов трансмиссии n_T и $n_{к.п}$ при различных характеристиках управления фрикционом: кусочно-линейной (а); линейной (б); кусочно-линейной с регулятором давления (в); кусочно-линейной при постоянном коэффициенте трения (з)

На рис. 2, а приведены графики изменения во времени частот вращения вала двигателя n_d , турбины гидротрансформатора n_T , выходного вала коробки передач $n_{к.п}$, ведущих и ведомых дисков фрикциона $n'_ф$ и $n''_ф$, соответствующие кусочно-линейной характеристике управления 1 (см. рис. 1),

а на рис. 2, б – линейной характеристике 2. Эти графики получены при начальной частоте вращения двигателя $n_{д0} = 1600$ об/мин.

Существенной особенностью приведенных графиков являются значительные различия амплитуд колебаний частоты вращения выходного вала коробки передач $n_{к.п}$ и связанных с ним

ведомых дисков фрикциона $n_{\text{ф}}''$. Амплитуды колебаний $n_{\text{к.п}}$ при управлении фрикционом кусочно-линейной характеристикой давления (см. рис. 2, а) в 5 раз больше, чем при управлении линейной характеристикой (см. рис. 2, б). Во столько же раз различаются и их угловые ускорения.

Большое ускорение инерционных масс в момент замыкания фрикциона сопровождается пропорциональной величиной силы инерции, которая в совокупности с моментом упругости выходного вала коробки передач может превысить момент трения фрикциона $M_{\text{ф}}$. В результате произойдёт срыв замкнутого накануне фрикциона, что приведёт к ещё большим амплитудам колебаний, высокой относительной скорости скольжения фрикционных дисков и к соответствующему увеличению момента на карданном валу $M_{\text{к}}$ и удельной мощности буксования $P_{\text{ф}}$. Такой именно эпизод отображён на рис. 2, а при управлении фрикционом кусочно-линейной характеристикой давления, а его последствия представлены на рис. 3, а и 5, а.

Выясним причину возможного возникновения большой амплитуды колебаний скорости вала коробки передач. Для этого рассмотрим графики моментов на валах трансмиссии при включении фрикциона. На рис. 3, а показаны графики изменения во времени моментов двигателя $M_{\text{д}}$, на валах турбины ГДТ $M_{\text{т}}$ и коробки передач $M_{\text{к.п}}$, на карданном валу $M_{\text{к}}$ (на выходе ГМП) при кусочно-линейной характеристике управления, а на рис. 3, б – с линейной характеристикой. В первом случае начальная амплитуда момента $M_{\text{к}}$ в 2 раза выше, чем во втором. Это обусловлено первоначальным резким увеличением давления $p_{\text{г.ц}}$ в характеристике I (см. рис. 1), что и приводит к возникновению высоких амплитуд колебаний моментов и скоростей сосредото-

ченных масс трансмиссии.

Другой причиной высоких динамических нагрузок трансмиссии (моментов $M_{\text{к}}$, $M_{\text{к.п}}$, на полуосях ведущего моста $M_{\text{п}}$) является неблагоприятная особенность характеристики коэффициента трения фрикционной пары металл-керамика МК5 – сталь 65Г, заключающаяся в значительном различии начального μ_0 и конечного $\mu_{\text{к}}$ значений коэффициента трения. На рис. 4, а представлен график изменения коэффициента трения μ в процессе буксования фрикциона.

Быстрое возрастание μ в завершающей фазе буксования приводит к резкому увеличению момента трения $M_{\text{ф}}$ и повышению динамичности нагрузки трансмиссии (значительно увеличиваются деформации и моменты нагрузок карданных валов, полуосей, шестерён и других деталей трансмиссии). Поэтому наряду с выражением (3) рассмотрим вариант фрикциона с постоянным коэффициентом трения, а также с возможностью компенсации отрицательного воздействия возрастающего значения μ посредством соответствующего снижения давления гидропривода фрикциона.

Один из способов положительного влияния на динамичность состоит в корректировке давления гидропривода управления фрикционом $p_{\text{г.ц}}$ по мере снижения скорости скольжения дисков $\omega_{\text{ск}}$. Для этого можно использовать функцию, вычисляемую по формуле

$$k_p = 1 - k_{p0} \exp(k_{ep} |\omega_{\text{ск}}|), \quad (8)$$

где k_p – коэффициент снижения давления гидропривода управления фрикционом; k_{p0} – значение коэффициента k_p при $\omega_{\text{ск}} = 0$; k_{ep} – коэффициент экспоненты.

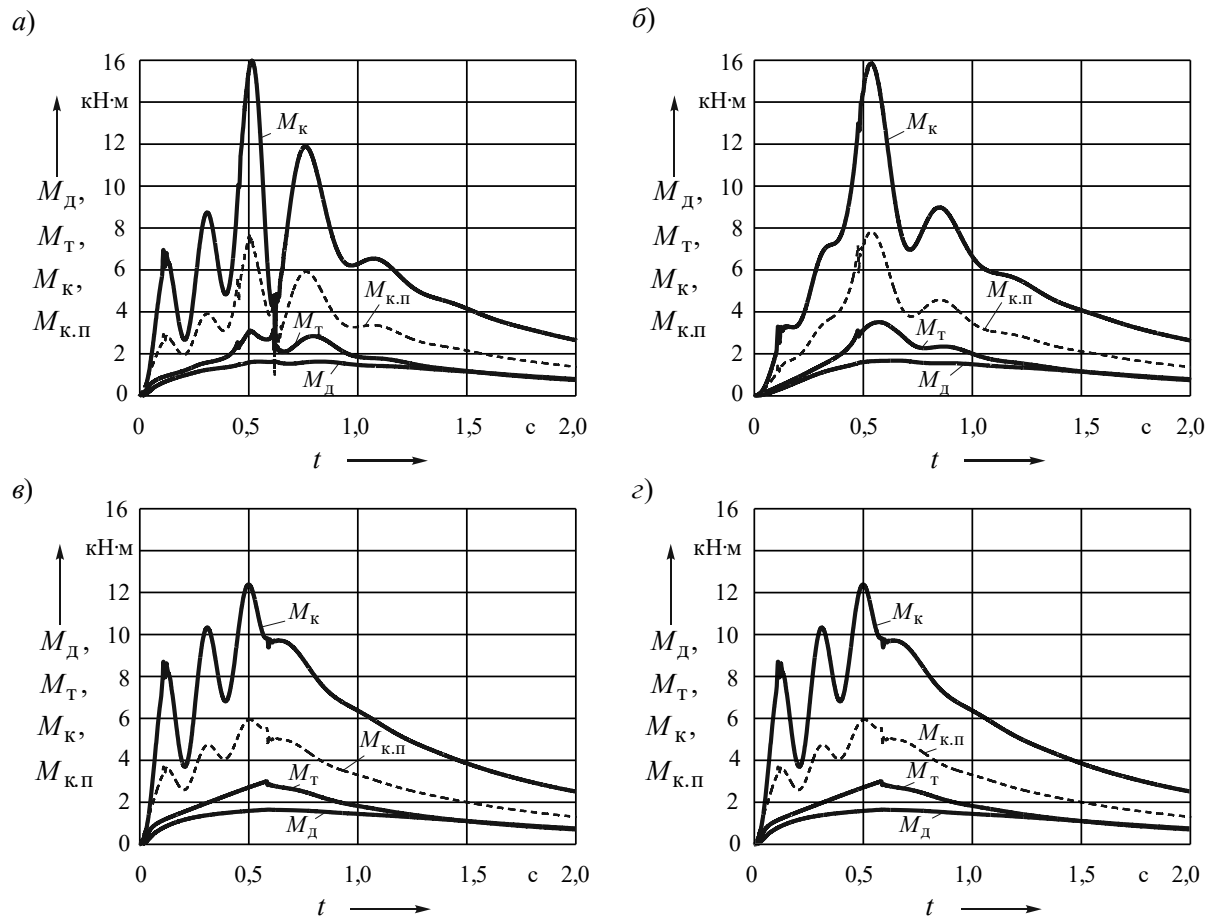


Рис. 3. Графики изменения во времени моментов двигателя M_d и на валах трансмиссии M_t , $M_{к.п}$ и M_k при различных характеристиках управления фрикционом: кусочно-линейной (а); линейной (б); кусочно-линейной с регулятором давления (в); кусочно-линейной при постоянном коэффициенте трения (з)

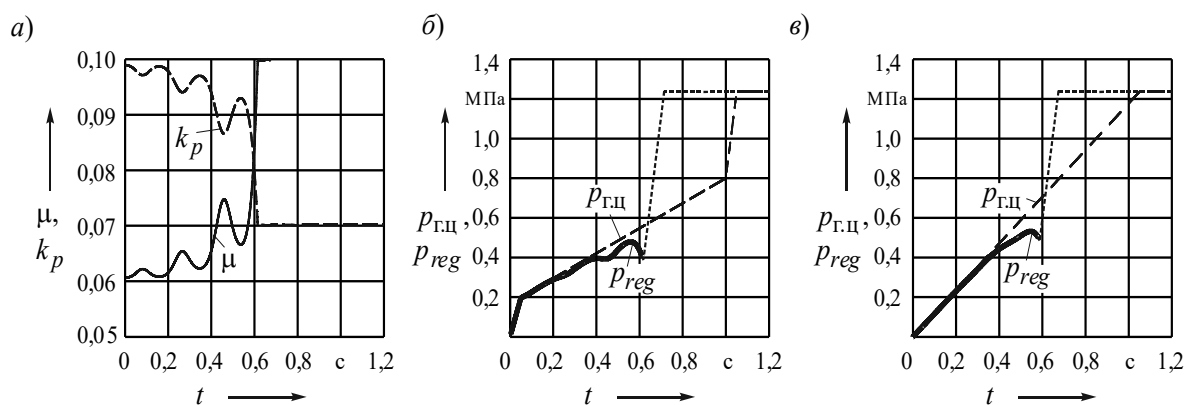


Рис. 4. Графики изменения в процессе буксования фрикциона коэффициента трения μ и коэффициента снижения давления гидропривода k_p (а), давления регулятора p_{reg} при кусочно-линейной (б) и линейной (в) характеристиках управления фрикционом $p_{г.ц}$

Значение k_{p0} в первом приближении можно принять равным 0,3, а оптимальное значение k_{ep} необходимо подбирать для каждого фрикциона и вида его характеристики управления. На рис. 4, а приведен график функции $k_p = f(\omega_{ск})$ при $k_{p0} = 0,3$ и $k_{ep} = 0,02$. Поскольку $\omega_{ск}$ является функцией времени, то и $k_p = f(t)$.

Механизм корректировки характеристики давления $p_{г.ц} = f(t)$ посредством функции $k_p = f(t)$ назовём *регулятором давления управления фрикционом*. Давление на выходе регулятора p_{reg} соответствует выражению

$$p_{reg} = p_{г.ц} k_p. \quad (9)$$

Функцию $k_p = f(\omega_{ск})$ непосредственно может формировать контроллер МСАУ, поскольку он постоянно получает информацию об изменении угловых скоростей всех валов коробки передач. Графики функций $p_{г.ц} = f(t)$ и $p_{reg} = f(t)$ для кусочно-линейной характеристики управления представлены на рис. 4, б, а для линейной – на рис. 4, в.

Регулятор давления может оказать существенное влияние на динамические нагрузки в трансмиссии автомобиля. На рис. 3, в показаны графики изменения моментов при включении фрикциона с использованием кусочно-линейной характеристики давления $p_{г.ц}$ и регулятора давления. Максимальный момент на карданном валу M_k в данном случае в 1,23 раза ниже, чем на рис. 3, а, и при этом отсутствует срыв фрикциона.

Для оценки влияния характеристики коэффициента трения фрикционных дисков на рис. 3, г приведены графики тех же моментов, полученные при $\mu = 0,08 = \text{const}$. Максимальное значе-

ние M_k оказалось в 1,28 раза меньше, чем на рис. 3, а. Фрикционные накладки, применяемые в ГМП тяжёлых грузовых автомобилей, изготавливают из металлокерамических материалов, которые, к сожалению, отличаются переменным коэффициентом трения, изменяемым в процессе буксования согласно выражению (3). В легковых автомобилях используют накладки, состоящие из бумажных композиций с примерно постоянным коэффициентом трения, обеспечивающие высокую плавность переключения передач.

Рассмотрим влияние способов управления фрикционом на тепловыяжённость фрикционных дисков. На рис. 5, а, б демонстрируются графики удельной мощности буксования фрикциона $P_{ф}$. При кусочно-линейной характеристике управления (см. рис. 5, а) $P_{ф}$ значительно выше, чем при линейной (см. рис. 5, б). Следовательно, будет выше и температура нагрева фрикционных дисков [1]. Срыв фрикциона (см. рис. 3, а) приводит к дополнительной бесполезной работе буксования (область А на рис. 5, а). Для предотвращения срыва необходимо сразу же после замыкания фрикциона повысить давление $p_{г.ц}$ до номинального значения (на рис. 4, б, в – пунктирные линии). Эта процедура легко реализуется современными МСАУ.

Кусочно-линейная характеристика управления давлением $p_{г.ц}$ приводит к возникновению нескольких экстремумов графика $P_{ф}$, что обусловлено большими амплитудами колебаний относительной скорости скольжения фрикционных дисков $\omega_{ск}$ (см. рис. 5, а, в, г). Регулятор давления позволяет снизить амплитуды колебания $P_{ф}$ и уменьшить её максимальное значение (см. рис. 5, б). При линейной характеристике $p_{г.ц}$ ко-

лебания $\omega_{ск}$ существенно меньше, в результате график $P_{ф}$ получается плавный одноэкстремальный (см. рис. 5, б), а значение $P_{ф}$ ниже. При постоянном

коэффициенте трения $\mu = 0,08$ максимум $P_{ф}$ возрастает (см. рис. 5, з).

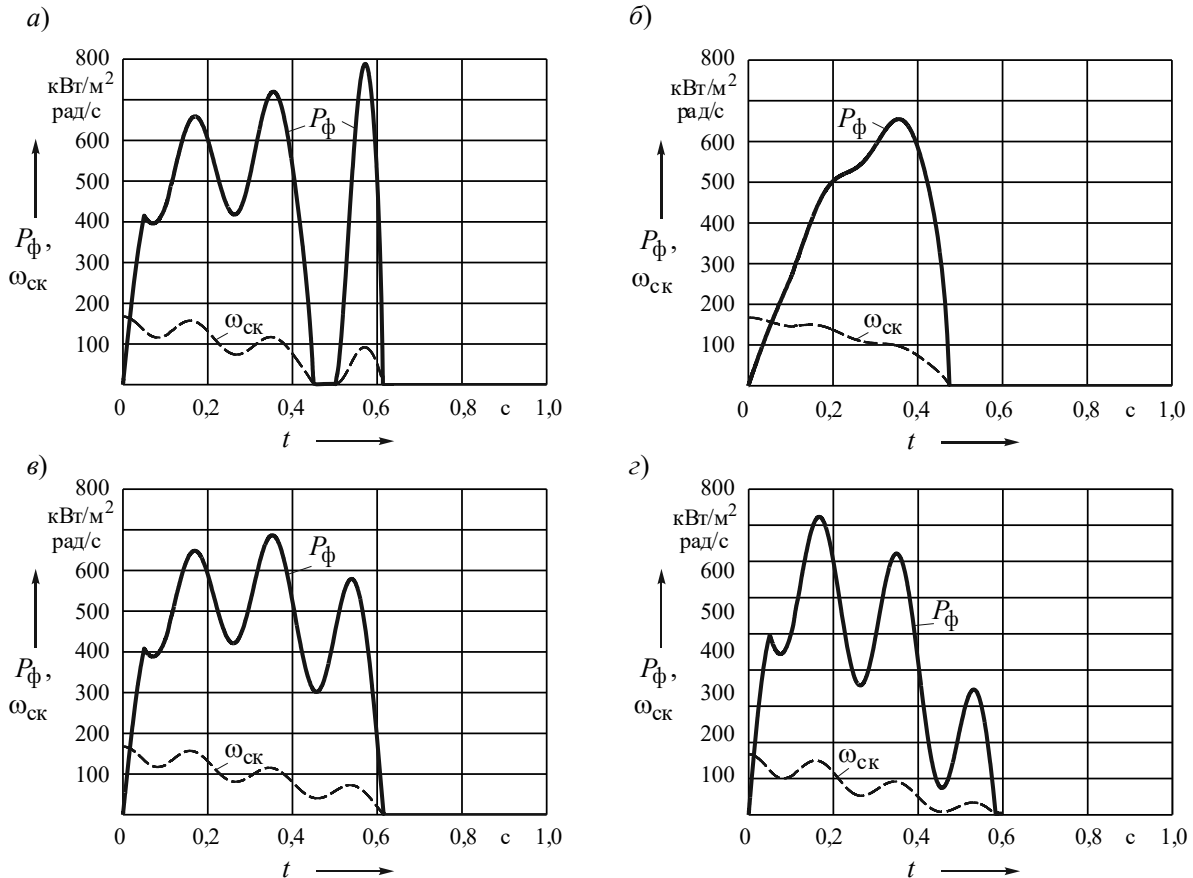


Рис. 5. Графики изменения во времени удельной мощности буксования фрикциона $P_{ф}$ при различных характеристиках управления фрикционом: кусочно-линейной (а); линейной (б); кусочно-линейной с регулятором давления (в); кусочно-линейной при постоянном коэффициенте трения (з)

Сравнивая между собой графики, представленные на рис. 2 и 5, можно отметить, что функции $P_{ф}$ и $n_{к.п}$, полученные при одних и тех же характеристиках управления фрикционом, взаимообусловлены: увеличение амплитуды колебаний $n_{к.п}$ сопровождается увеличением $P_{ф}$. Регулятор давления и линейная характеристика давления позволяют снизить амплитуды колеба-

ний $n_{к.п}$ и максимальные значения мощности буксования фрикциона.

Характер протекания функции $P_{ф} = f(t)$ отражается на величине удельной работы буксования фрикциона $W_{ф}$. На рис. 6, а показаны графики изменения $W_{ф}$ при использовании кусочно-линейной характеристики давления $P_{г.ц}$ в трёх вариантах: 1 – при $\mu = \text{var}$, но без регулятора давления;

2 – при $\mu = \text{var}$ в сочетании с регулятором давления; 3 – при постоянном коэффициенте трения $\mu = 0,08$ без регулятора давления. Регулятор давления увеличивает время буксования фрикциона, поэтому значение $W_{\text{ф}}$ возрастает, но при этом снижаются моменты нагрузки валов трансмиссии (см. рис. 3, в).

Линейная характеристика управления позволяет уменьшить значе-

ние $W_{\text{ф}}$ (см. рис. 6, б). Это обусловлено более высокой интенсивностью нарастания давления $p_{\text{г.ц}}$ во времени (см. рис. 1), что способствует снижению времени буксования фрикциона. Величина $W_{\text{ф}}$ оказывает непосредственное влияние на износ поверхностей трения фрикционных дисков [1].

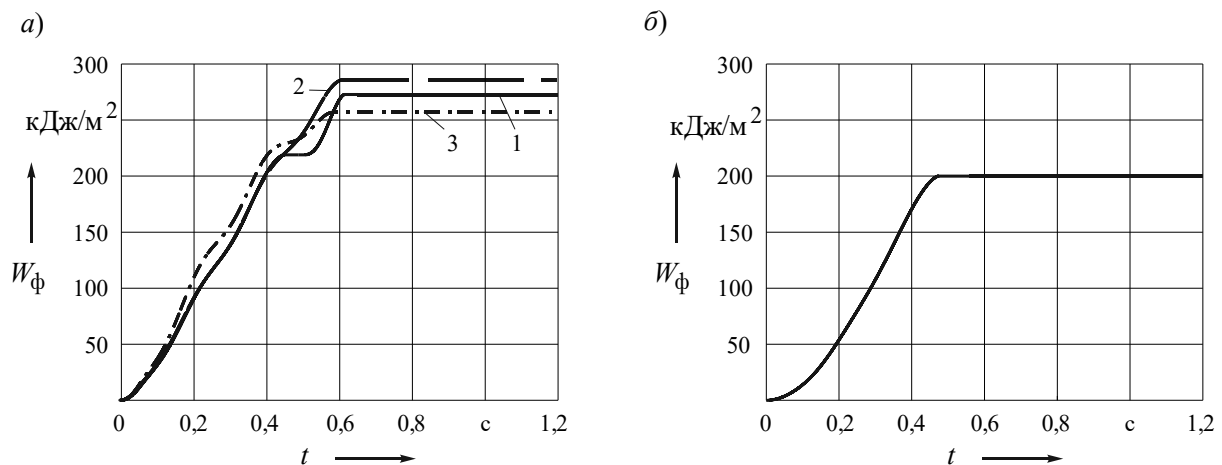


Рис. 6. Графики изменения во времени удельной работы буксования фрикциона $W_{\text{ф}}$ при кусочно-линейной характеристике управления (а): 1 – при $\mu = \text{var}$ без регулятора давления; 2 – то же с регулятором; 3 – при $\mu = \text{const}$ без регулятора; при линейной характеристике управления (б)

В результате моделирования получены зависимости принятых критериев качества переходных процессов – времени буксования фрикциона $t_{\text{б}}$, максимального момента на карданном валу $M_{\text{к}}$, удельной мощности $P_{\text{ф}}$ и удельной работы буксования фрикциона $W_{\text{ф}}$ от начальной частоты вращения вала двигателя $n_{\text{д0}}$ при трогании автомобиля с места. Графики этих зависимостей представлены на рис. 7–9. На графиках приняты следующие обозначения исследуемых характеристик управления фрикционом: 1 – кусочно-

линейная; 2 – линейная; 3 – кусочно-линейная с регулятором давления; 4 – линейная с регулятором давления; 5 и 6 – соответственно кусочно-линейная и линейная при постоянном коэффициенте трения, принятом равным среднему значению, т. е. при $\mu_{\text{ср}} = 0,08$.

На рис. 7 показаны графики момента на карданном валу $M_{\text{к}}$, получаемые при различных характеристиках управления давлением $p_{\text{г.ц}}$. Кусочно-линейная характеристика $p_{\text{г.ц}}$ и зависимость коэффициента трения $\mu = f(\omega_{\text{ск}})$ приводят к высоким значе-

ниям M_k во всём диапазоне изменения $n_{д0}$, что подтверждает выводы, сделанные на основе графиков на рис. 5 и 6. Регулятор давления (график 3) позволяет снизить значение M_k на 25...35 %. При этом получаются

примерно такие же значения M_k , как и при $\mu_{ср} = \text{const}$. Это видно из сравнения графиков 3 и 5, а также графиков 4 и 6, соответствующих линейной характеристике $p_{г.ц}$.

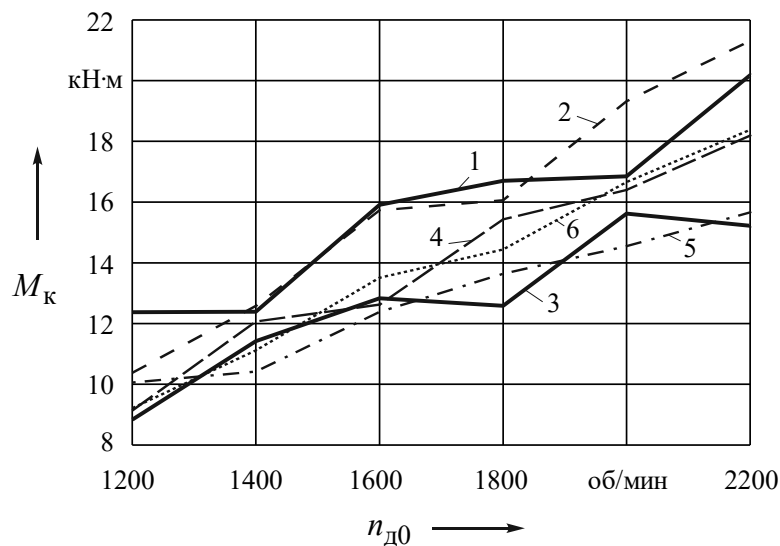


Рис. 7. Графики зависимостей максимального момента на карданном валу M_k от начальной частоты вращения вала двигателя $n_{д0}$ при различных характеристиках управления

Влияние характеристик управления давлением $p_{г.ц}$ на удельную мощность буксования фрикциона P_f отображают графики, представленные на рис. 8. При переменном коэффициенте трения μ наименьшие значения P_f получаются при линейной характеристике $p_{г.ц}$. Применение кусочно-линейной характеристики повышает P_f , а посредством регулятора давления значение P_f можно заметно снизить. Наибольшие значения P_f получаются с кусочно-

линейной характеристикой $p_{г.ц}$ при $\mu_{ср} = \text{const}$.

На рис. 9 представлены графики удельной работы буксования фрикциона W_f . Наименьшие значения W_f достигаются при линейной характеристике давления $p_{г.ц}$, а наибольшие — с кусочно-линейной в сочетании с регулятором давления. Регулятор давления, естественно, повышает W_f , поскольку возрастает время буксования фрикциона.

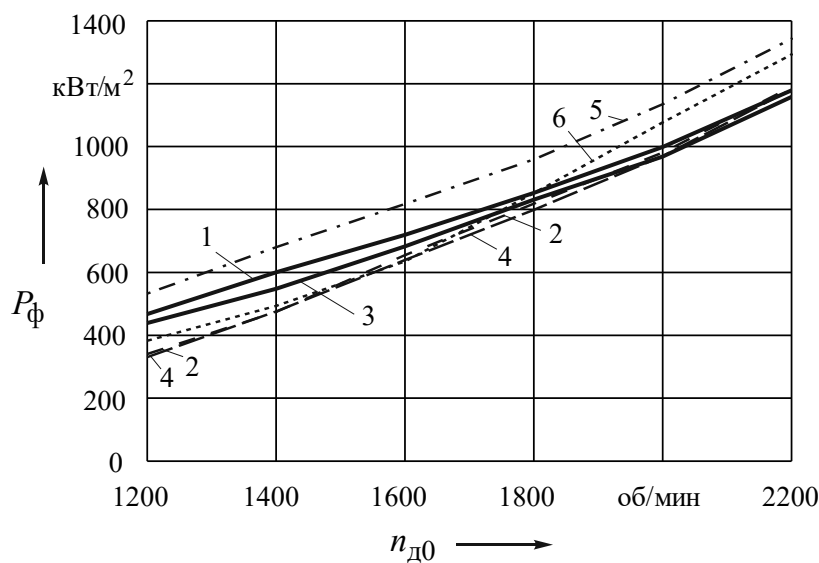


Рис. 8. Графики зависимостей удельной мощности буксования фрикциона P_{ϕ} от начальной частоты вращения вала двигателя $n_{д0}$ при различных характеристиках управления

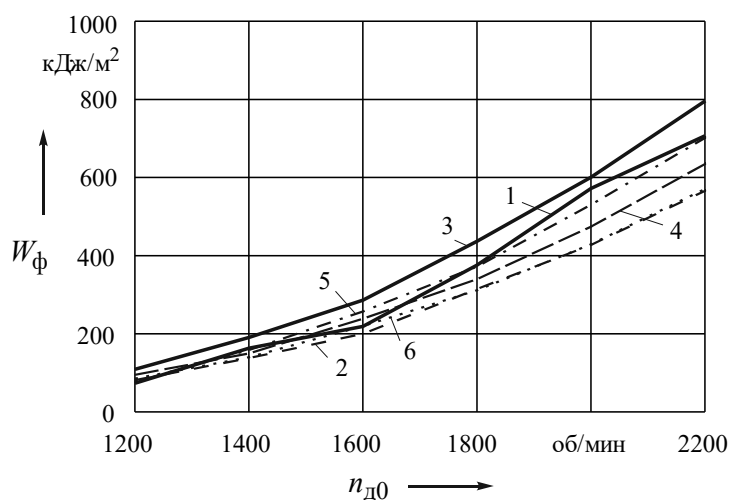


Рис. 9. Графики зависимостей удельной работы буксования фрикциона W_{ϕ} от начальной частоты вращения вала двигателя $n_{д0}$ при различных характеристиках управления

Заключение

1. На основе математического моделирования выполнены исследования по определению влияния различных характеристик управления фрикционами гидромеханической передачи на критерии качества переходного процесса при трогании карьерного самосвала с места.

Рассмотрены кусочно-линейная и линейная характеристики управления давлением включения фрикциона при переменном коэффициенте трения в процессе буксования фрикциона.

2. Показано, что кусочно-линейная характеристика вследствие первоначального скачка давления вызывает возникновение больших амплитуд ко-

лебаний скорости и ускорения сосредоточенной массы выходного вала коробки передач, а следовательно, и её инерционного момента, который суммируется с моментом трения фрикциона и обусловливает формирование больших динамических нагрузок в трансмиссии. Этому процессу также способствует резкое возрастание коэффициента трения при снижении относительной скорости скольжения фрикционных дисков по мере приближения к моменту замыкания фрикциона.

3. При линейной характеристике давления амплитуды колебаний скорости, ускорения и инерционного момента существенно меньше, чем при кусочно-линейной, поэтому и динамические

нагрузки меньше. Удельная мощность и работа буксования фрикциона при этом также оказываются ниже.

4. Снижение динамических нагрузок при переменном коэффициенте трения можно обеспечить путем корректировки давления характеристики управления в зависимости от снижения относительной скорости скольжения фрикционных дисков. Предложен один из возможных алгоритмов снижения давления, легко реализуемый штатной мехатронной системой автоматического управления ГМП. Удельная мощность буксования с таким регулятором снижается, а работа буксования несколько возрастает, так как увеличивается время буксования.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Диагностирование гидромеханических передач мобильных машин: монография / Н. Н. Горбатенко [и др.]; под общ. ред. В. П. Тарасика. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2010. – 511 с.

Статья сдана в редакцию 27 мая 2020 года

Владимир Петрович Тарасик, д-р техн. наук, проф., Белорусско-Российский университет. Тел.: +375-222-25-36-45. E-mail: avtobru@gmail.com.

Ольга Владимировна Пузанова, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет. Тел.: +375-29-634-57-04.

Vladimir Petrovich Tarasik, DSc (Engineering), Prof., Belarusian-Russian University. Tel.: +375-222-25-36-45. E-mail: avtobru@gmail.com.

Olga Vladimirovna Puzanova, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University. Tel.: +375-29-634-57-04.

УДК 621.9.047:669:538.8

В. М. Шеменков, И. И. Маковецкий

ФОРМИРОВАНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ У ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ ТЛЕЮЩИМ РАЗРЯДОМ

UDC 621.9.047:669:538.8

V. M. Shemenkov, I. I. Makovetsky

FORMATION OF MODIFIED SURFACE LAYERS IN TOOL STEELS BY GLOW DISCHARGE

Аннотация

Представлены результаты исследования структуры инструментальных сталей в исходном состоянии и подвергнутых обработке тлеющим разрядом. Установлено, что обработка тлеющим разрядом приводит к измельчению и перераспределению карбидной фазы в поверхностном слое глубиной до 90 мкм, что приводит к повышению микротвердости до 15...30 %. Проведенные теоретические расчеты позволили установить глубину скин-слоя, возникающего в процессе обработки и находящегося в пределах 70...120 мкм.

Ключевые слова:

тлеющий разряд, инструментальная сталь, структура, модифицирование, металлография, твердость, скин-эффект.

Abstract

The results of investigating the structure of tool steels in the initial state and subjected to glow discharge treatment are presented. It was found that the glow discharge treatment leads to disintegration and redistribution of the carbide phase in the surface layer up to 90 microns deep, which results in an increase in microhardness up to 15...30 %. The theoretical calculations performed made it possible to determine the depth of the skin layer that is formed during processing in the range of 70...120 microns.

Keywords:

glow discharge, tool steel, structure, modification, metallography, hardness, skin effect.

Введение

Несмотря на тенденции развития инструментального производства, связанные с широким использованием твердых сплавов и сверхтвердых материалов, инструментальные стали, обладающие хорошей прочностью при изгибе, ударной вязкостью и трещиностойкостью, уверенно занимают свою нишу. Следует отметить, что подавляющее число мелкогабаритных режущих инструментов и штамповой оснастки изготавливаются из инструментальных сталей.

Современные реалии требуют постоянного повышения эксплуатацион-

ных свойств рабочих поверхностей ответственных деталей, в особенности инструментальной оснастки.

Тлеющий разряд с различными сочетаниями энергетических характеристик как источник ионизации межэлектродного пространства широко используется при реализации различных технологий как при создании защитных износостойких слоев, так и при поверхностном структурно-фазовом модифицировании инструментальной оснастки, особенно из инструментальных сталей [1, 2].

В Белорусско-Российском университете накоплен колоссальный опыт, позволяющий эффективно использовать

тлеющий разряд с определенным сочетанием технологических факторов [3, 4] для структурно-фазового модифицирования поверхностных слоев различных материалов [5–14].

Однако данный опыт опирается на результаты экспериментальных исследований. С теоретической точки зрения наибольший интерес представляет выявление причины формирования модифицированных поверхностных слоев.

В результате проведенных ранее электрофизических исследований процесса взаимодействия тлеющего разряда и поверхности обрабатываемого изделия была выдвинута гипотеза о возникновении в процессе обработки скин-эффекта, что приводит к неравномерному течению тока по сечению металлосодержащего изделия. Возникающие в процессе вихревые токи, как следствие, приводят к разогреву изделия.

Целью работы являлось подтверждение гипотезы о том, что глубина модифицированного слоя связана с действием скин-эффекта, проявляющегося в обрабатываемых образцах из инструментальных сталей, вызванного возбуждением высокочастотных осцилляций разрядного тока.

Методика исследования

В качестве объекта исследования были выбраны образцы прямоугольной формы ($15 \times 15 \times 5$) из:

– стали У8 ГОСТ 1435–74 промышленной плавки. Образцы были подвергнуты закалке в воде с 790°C (выдержка 1 ч 30 мин) с последующим отпуском при 250°C в течение 2 ч;

– стали 5ХЗВЗМФС (ДИ23) ГОСТ 5950–2000 промышленной плавки. Образцы были подвергнуты закалке в масле с 1130°C (выдержка 1 ч 30 мин) с последующим отпуском при 550°C в течение 2 ч;

– стали Х12 ГОСТ 5950–2000 промышленной плавки. Образцы были подвергнуты закалке в масле с 970°C (вы-

держка 1 ч 30 мин) с последующим отпуском при 180°C в течение 1,5 ч;

– стали Р6М5 ГОСТ 19265–73 промышленной плавки. Образцы были подвергнуты закалке в масле от 1220°C (выдержка 1 ч 30 мин в печи с чугунной стружкой) с последующим трехкратным отпуском при 560°C в течение 2 ч.

Обработка образцов осуществлялась тлеющим разрядом с напряжением горения 3000 В и плотностью тока $0,375\text{ мА/м}^2$ в течение 30 мин.

В работе применялся электронно-микроскопический и дюрметрический анализы.

Электронно-микроскопический анализ поверхностного слоя образцов проводился при помощи сканирующего электронного микроскопа Tescan VEGA 2SBA. Подготовка образцов осуществлялась по стандартной методике.

Дюрметрический анализ по глубине образца осуществлялся по методу Виккерса под действием нагрузки в 0,49 Н на твердомере Zwick Roell ZHV 1M.

Исследование осциллограммы тока тлеющего разряда осуществлялось осциллографом GW Instek GDS-710222.

Результаты экспериментальных исследований

С помощью осциллографирования плазмы тлеющего разряда было установлено, что зондовый сигнал повторяет форму тока на выходе выпрямителя (рис. 1). Для двухполупериодной схемы эта форма синусоидальная, но на начальном участке каждой синусоиды наблюдаются высокочастотные ($90\ldots 110\text{ кГц}$) колебания. Зависимость амплитуды этих колебаний от напряжения носит колоколообразный характер с максимумом, положение которого определяется величиной разрядного тока.

Установленные зависимости ВЧ-составляющей сигнала от параметров разряда позволяют связать появление ВЧ-импульсов с разрывом тока тлеющего разряда и его переходом в

режим ВЧ-колебаний вследствие нарушения критерия стационарности Бома [15]. ВЧ-колебания катодного падения потенциала плазмы, горящей в нестационарном режиме, способны вызывать импульсное течение ионного тока. В таком случае поверхность катода (облучаемого изделия) подвергается не стационарной, а импульсной («пакет-

ной») бомбардировке потоками ускоренных ионов. Частота их соударений с поверхностью определяется условиями формирования ВЧ-колебаний плазмы, а также характеристиками ионов. Природу этих колебаний можно объяснить неустойчивостью при переходе от таунсендовского к тлеющему разряду [16].

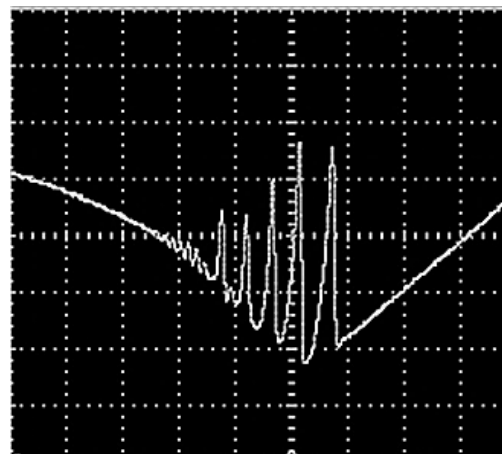
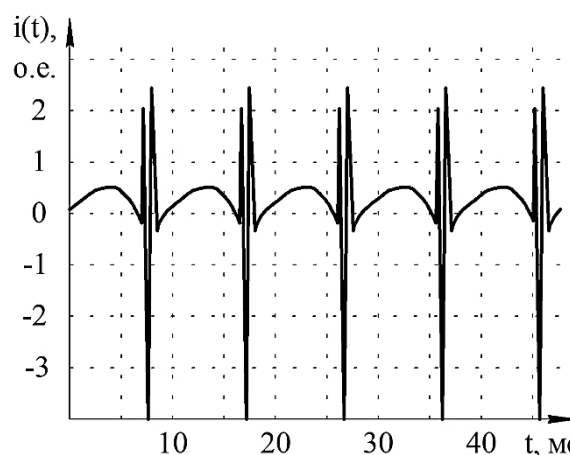
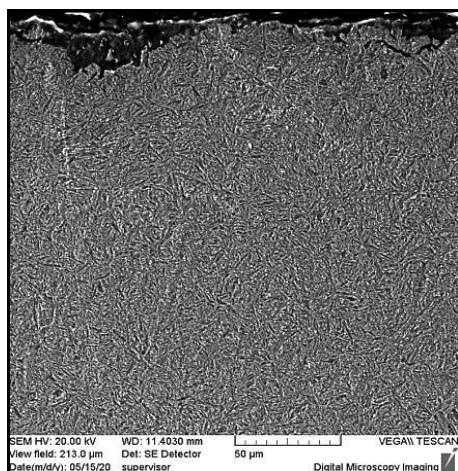


Рис. 1. Осциллограммы тока разряда

На основании электронно-микроскопического анализа выявлено, что структура стали У8 до обработки является мартенситной с карбидными включениями легирующих элементов.

Обработка тлеющим разрядом приводит к перераспределению карбидной фазы в поверхностном слое глубиной до 50...65 мкм (рис. 2).

а)



б)

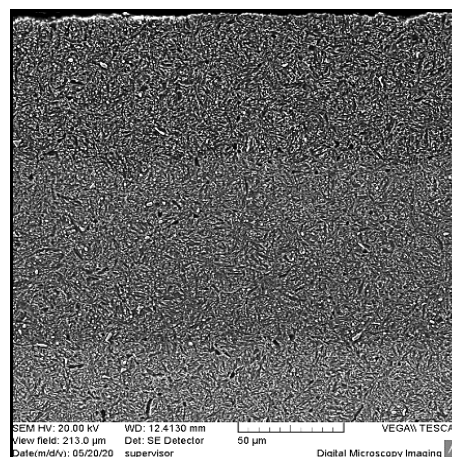


Рис. 2. Структура стали У8: а – до обработки тлеющим разрядом; б – после обработки тлеющим разрядом

Структура стали 5ХЗВЗМФС до обработки является мартенситной с линейным расположением карбидных включений легирующих элементов. Обработка тлеющим разрядом приводит к измельчению и перераспределению карбидной фазы в поверхностном слое глубиной до 60...70 мкм (рис. 3).

На основании электронно-микро-

скопического анализа выявлено, что структура стали Х12 до обработки является мартенситной с линейным расположением карбидных включений сложной формы. Обработка тлеющим разрядом приводит к измельчению и перераспределению карбидной фазы в поверхностном слое глубиной до 65...80 мкм (рис. 4) [14].

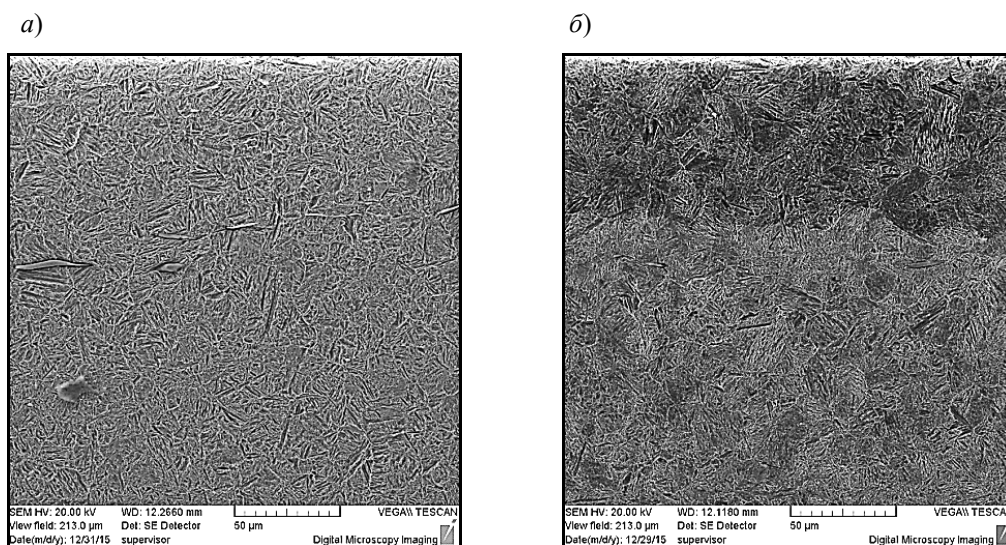


Рис. 3. Структура стали 5ХЗВЗМФС: *а* – до обработки тлеющим разрядом; *б* – после обработки тлеющим разрядом

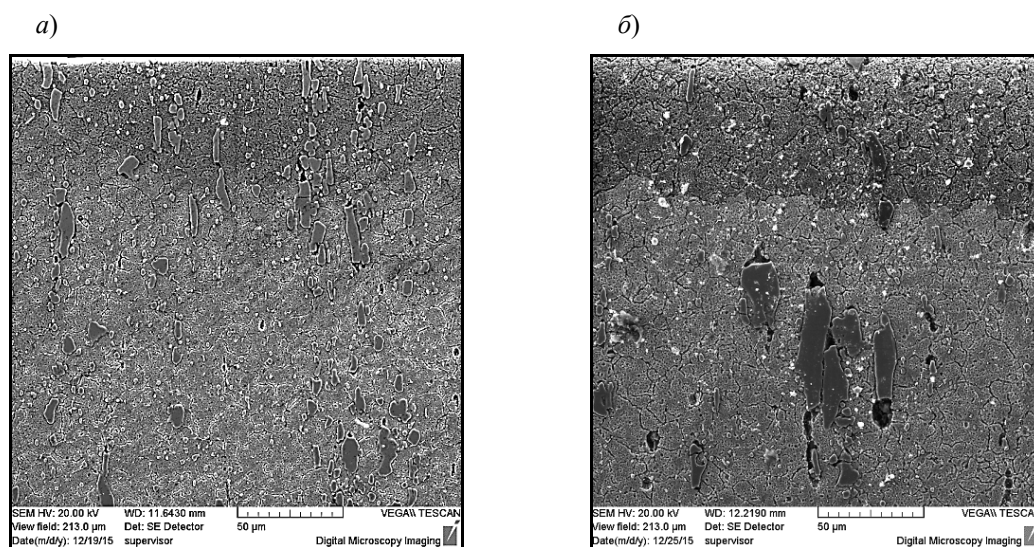


Рис. 4. Структура поверхностного слоя стали Х12: *а* – до обработки тлеющим разрядом; *б* – после обработки тлеющим разрядом

Быстрорежущая сталь Р6М5 до обработки соответствует структуре мартенсита закалки с карбидными включениями. Обработка тлеющим

разрядом приводит к измельчению и перераспределению карбидной фазы в поверхностном слое глубиной до 60...70 мкм (рис. 5) [10].

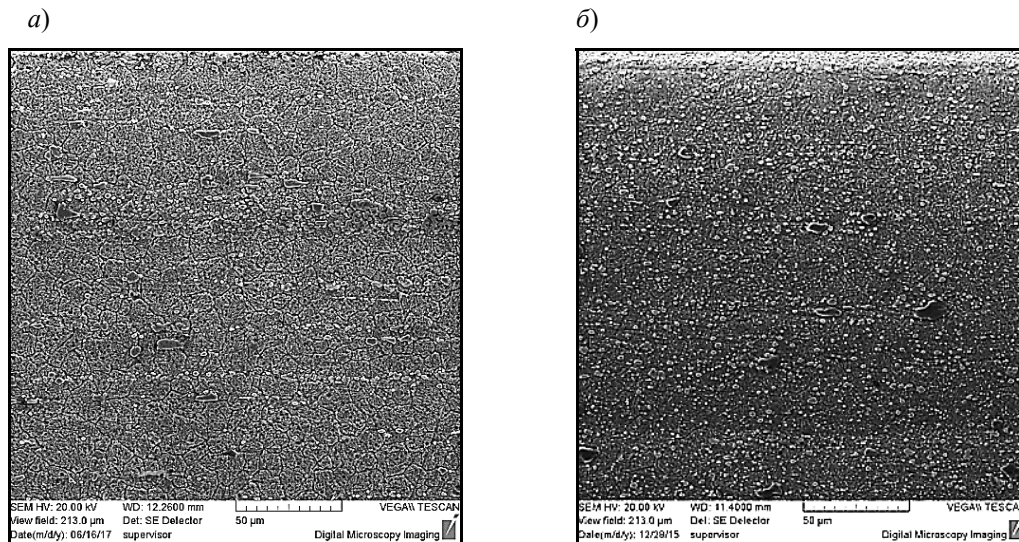


Рис. 5. Структура поверхностного слоя стали Р6М5: а – до обработки тлеющим разрядом; б – после обработки тлеющим разрядом

В результате обработки тлеющим разрядом, помимо структурных изменений, наблюдается изменение микротвердости поверхностных слоев материалов на 15...30 %. Результаты дюрометрического анализа представлены на рис. 6.

Как можно отметить исходя из результатов, представленных на рис. 2–6, данные электронно-микроскопического

и дюрометрического анализов достаточно хорошо коррелируют между собой и позволяют сделать вывод, что глубина модифицированного слоя при обработке стальных изделий существенно зависит от наличия в них легирующих элементов, влияющих на электрофизические свойства.

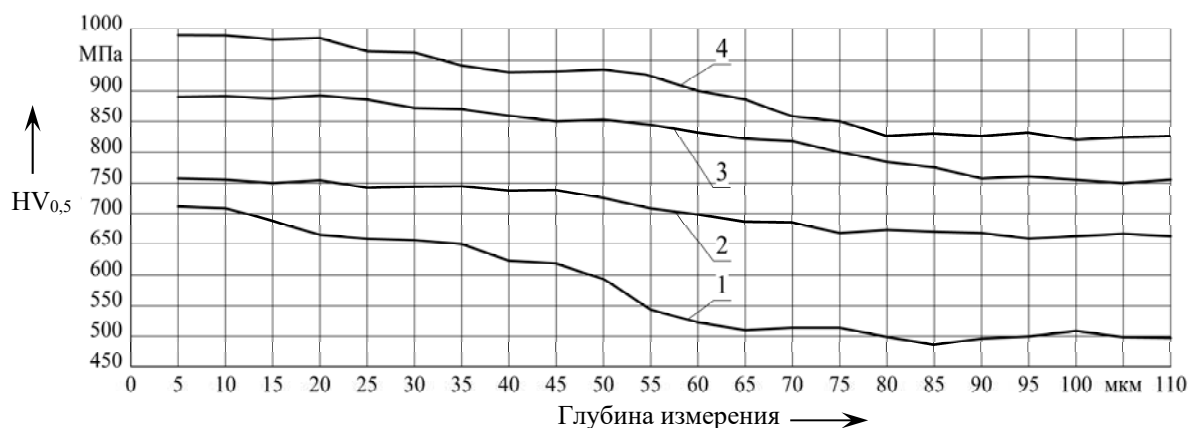


Рис. 6. Микротвердость поверхностного слоя после обработки тлеющим разрядом: 1 – стали У8; 2 – стали 5Х3ВЗМФС; 3 – стали Х12; 4 – стали Р6М5

Теоретическое описание

Как известно, магнитное поле создается течением тока в электролитах, электрическими разрядами в газах, катодными и анодными лучами, проявляется при движении электронов в атомах, при колебаниях атомных ядер в молекулах, при изменении ориентации элементарных диполей в диэлектриках и т. д. Во всех случаях магнитное поле возникает в результате движения заряженных микрочастиц, а также благодаря наличию у микрочастиц собственного магнитного момента.

Исходя из предположения, что тлеющий разряд порождает изменяющееся по гармоническому закону электромагнитное поле, есть основания предполагать, что в результате взаимодействия данного электромагнитного поля с помещенной в рабочее пространство стальной заготовкой в приповерхностном слое последней возникает так называемый скин-эффект.

Используя методику, описанную в [17, 18], получим формулу, которая достаточно точно позволяет определить эффективную глубину проникновения магнитного поля в проводник или так называемую эффективную толщину скин-слоя.

Используем систему уравнений Максвелла с дополнительными уравнениями среды:

$$\operatorname{rot} \bar{E} = -\frac{\partial \bar{B}}{\partial t}; \quad (1)$$

$$\operatorname{div} \bar{B} = 0; \quad (2)$$

$$\operatorname{rot} \bar{H} = \bar{j} + \frac{\partial \bar{D}}{\partial t}; \quad (3)$$

$$\operatorname{div} \bar{D} = \rho; \quad (4)$$

$$\bar{j} = \sigma \bar{E}; \quad (5)$$

$$\bar{D} = \varepsilon \varepsilon_0 \bar{E}; \quad (6)$$

$$\bar{B} = \mu \mu_0 \bar{H}, \quad (7)$$

где $\bar{E}$ – вектор напряженности электрического поля; $\bar{B}$ – вектор напряженности магнитного поля; $\bar{H}$ – вектор магнитной индукции; $\bar{j}$ – плотность электрического тока; $\bar{D}$ – электрическая индукция; ρ – объемная плотность стороннего электрического заряда; σ – удельная проводимость; ε – диэлектрическая проницаемость; ε_0 – электрическая постоянная; μ – магнитная проницаемость; μ_0 – магнитная постоянная.

Возьмем ротор от уравнения (3):

$$\operatorname{rot} \operatorname{rot} \bar{H} = \operatorname{rot} \bar{j} + \operatorname{rot} \frac{\partial \bar{D}}{\partial t},$$

далее используем свойства векторных операторов и получаем

$$\operatorname{grad} \operatorname{div} \bar{H} - \Delta \bar{H} = \sigma \operatorname{rot} \bar{E} + \frac{\partial}{\partial t} \operatorname{rot} \bar{D}.$$

$$\text{Так как } \operatorname{div} \bar{H} = \frac{1}{\mu \mu_0} \operatorname{div} \bar{B} = 0, \text{ то}$$

$$-\Delta \bar{H} = -\sigma \frac{\partial \bar{B}}{\partial t} - \varepsilon \varepsilon_0 \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial \bar{B}}{\partial t} \right),$$

откуда с учетом (6) и (7) получаем

$$\Delta \bar{H} = \sigma \mu \mu_0 \frac{\partial \bar{H}}{\partial t} + \varepsilon \varepsilon_0 \mu \mu_0 \frac{\partial^2 \bar{H}}{\partial t^2}. \quad (8)$$

Данному уравнению соответствует дисперсионное уравнение

$$k^2 = \sigma \mu \mu_0 i \omega + \varepsilon \varepsilon_0 \mu \mu_0 \omega^2.$$

Найдем волновое число k , мнимая часть которого определяет глубину проникновения, для случая сильной проводимости среды ($\sigma \gg \omega$):

$$k_0 = \sqrt{\sigma \omega \mu \mu_0} \cdot \sqrt{i} \cdot \sqrt{1 - \frac{\omega \varepsilon \varepsilon_0}{\sigma}} i.$$

Окончательно

$$k_0 \approx \sqrt{\sigma \omega \mu \mu_0} \cdot \sqrt{i} = \sqrt{\sigma \omega \mu \mu_0} \cdot \frac{1+i}{\sqrt{2}}.$$

Глубина проникновения волны

$$\rho = \frac{1}{\text{Im}(k_0)} = \sqrt{\frac{2}{\sigma \omega \mu \mu_0}} = \frac{1}{\sqrt{\pi \sigma \nu \mu \mu_0}}$$

или

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \nu \mu \mu_0}}, \quad (9)$$

где ρ – удельное сопротивление материала заготовки, Ом·м; ν – частота магнитного поля, с⁻¹; μ – магнитная проницаемость материала заготовки, для стали $\mu \approx 100$ при индуктивности магнитного поля не более при 0,002 Тл; μ_0 – магнитная постоянная, Н·А⁻², $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$.

Таким образом, подставив значения параметров в выражение (9), можно оценить глубину скин-слоя для конкретной инструментальной стали при обработке тлеющим разрядом (табл. 1).

Табл. 1. Расчетное значение глубины скин-слоя при обработке тлеющим разрядом

Обрабатываемый материал	Удельное сопротивление материала заготовки при температуре заготовки, Ом·м [19]		Частота магнитного поля, с ⁻¹	Глубина скин-слоя при температуре заготовки, м	
	20 °С	100 °С		20 °С	100 °С
У8	$18 \cdot 10^{-8}$	$23,2 \cdot 10^{-8}$	10^5	$67,5 \cdot 10^6$	$76,7 \cdot 10^6$
5ХЗВЗМФС	$43,6 \cdot 10^{-8}$	$50,2 \cdot 10^{-8}$		$105,1 \cdot 10^6$	$112,8 \cdot 10^6$
X12	$50,6 \cdot 10^{-8}$	$58,4 \cdot 10^{-8}$		$113,2 \cdot 10^6$	$121,6 \cdot 10^6$
P6M5	$41,9 \cdot 10^{-8}$	$47,2 \cdot 10^{-8}$		$103 \cdot 10^6$	$109,3 \cdot 10^6$

Как видно из результатов моделирования, возникающий в процессе обработки тлеющим разрядом различных сталей скин-эффект формирует эффективный слой от 65 до 120 мкм. Следует отметить, что исходя из анализа табл. 1 на величину скин-слоя в значительной степени влияют легирующие элементы и температура нагрева изделия в процессе обработки.

Заключение

Обработка инструментальных сталей тлеющим разрядом приводит к

формированию модифицированного поверхностного слоя, который отличается от основного материала повышенной на 15...30 % твердостью.

В качестве гипотезы предложено, что модифицирование поверхностного слоя при обработке тлеющим разрядом связано с возникающим скин-эффектом. Представленное теоретическое описание процесса показывает, что в процессе обработки может формироваться скин-слой глубиной до 120 мкм и он хорошо согласуется с толщиной модифицированного слоя, выявленного электронно-микроскопическим и дюромет-

рическим анализами, в результате чего можно с уверенностью утверждать, что

выдвинутая гипотеза имеет право на существование.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Григорьев, С. Н.** Методы повышения стойкости режущего инструмента / С. Н. Григорьев. – Москва: Машиностроение, 2009. – 368 с.
2. Структурно-фазовое модифицирование инструментальных материалов тлеющим разрядом: [монография] / В. М. Шеменков [и др.]; под общ. ред. канд. техн. наук, доц. В. М. Шеменкова. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2017. – 270 с.: ил.
3. Способ упрочнения изделий из металла или сплава, или сверхтвердого или графитсодержащего материала: пат. № 14716 ВУ, U C 21 D 1/78 / В. М. Шеменков, А. Ф. Короткевич. – Оpubл. 10.05.2011.
4. Способ упрочнения изделий из металла или сплава, или сверхтвердого или графитсодержащего материала: пат. № 22048 ВУ, C1 / В. М. Шеменков, Ф. М. Трухачев, О.В. Обидина, М. А. Белая, А. Л. Шеменкова. – Оpubл. 30.02.2018.
5. **Шеменков, В. М.** Влияние параметров модифицирующей обработки тлеющим разрядом на структуру и свойства твердых сплавов / В. М. Шеменков, Ф. Г. Ловшенко, Г. Ф. Ловшенко // Весн. Гродзенскага дзяржаўнага ўн-та імя Я. Купалы. – 2012. – Т. 6, № 2 (133). – С. 52–65.
6. **Терешко, И. В.** Изменение свойств материалов и необходимость автоматизации технологической среды плазменной обработки в тлеющем разряде / И. В. Терешко, В. А. Логвин, В. П. Редько // Качество. Инновации. Образование. – 2015. – Т. 2, № 5. – С. 403–410.
7. **Шеменкова, А. Л.** Влияние тлеющего разряда на структуру и фазовый состав режущей оксидно-карбидной керамики / А. Л. Шеменкова, Ф. Г. Ловшенко, В. М. Шеменков // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2015. – №3 (48). – С. 79–87.
8. Влияние плазменной обработки на структуру и свойства твердого сплава ВК10 / О. В. Обидина [и др.] // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. – 2015. – № 4. – С. 482–487.
9. Влияние обработки тлеющим разрядом на структуру, фазовый состав и износостойкость сталей, подвергнутых химико-термической обработке / В. М. Шеменков [и др.] // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2016. – № 1. – С. 100–113.
10. Влияние плазменной обработки на структуру и свойства быстрорежущих сталей Р6М5 и S90 / О. В. Обидина [и др.] // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. – 2016. – № 4. – С. 522–529.
11. Влияние обработки тлеющим разрядом на структуру, фазовый состав, твердость и износостойкость быстрорежущей стали Р9 / В. М. Шеменков [и др.] // Фундаментальные проблемы современного материаловедения. – 2017. – № 4. – С. 535–541.
12. **Шеменков, В. М.** Влияние обработки тлеющим разрядом на структуру, фазовый состав и твердость износостойких защитных покрытий на основе титана / В. М. Шеменков, М. А. Белая, А. Л. Шеменкова // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2017. – № 1. – С. 118–127.
13. **Логвин, В. А.** Изменение дислокационной структуры α -Fe в результате воздействия плазмы тлеющего разряда / В. А. Логвин, И. В. Терешко, С. А. Шептунов // Вестн. Брянского гос. техн. ун-та. – 2018. – № 3. – С. 47–56.
14. Влияние обработки тлеющим разрядом на структуру, фазовый состав и износостойкость инструментальных штамповых сталей / В. М. Шеменков [и др.] // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2018. – № 4 (61). – С. 28–38.
15. Bohm criterion failure and periodic oscillations of the plasma sheath in nonstationary plasmas / Ya. Z. Slutsker [et al.] // Strong Microwaves in Plasmas. – Nizhny Novgorod: Inst. Appl. Phys. RAS, 2003. – Vol. 2. – P. 537–547.
16. **Сафронов, Е. А.** Неравновесность плазмы тлеющих разрядов в атомарных и молекулярных газах атмосферного давления: дис. ... канд. физ.-мат. наук: 01.04.08 / Е. А. Сафронов. – Минск, 2011. – 185 с.
17. **Ландау, Л. Д.** Теоретическая физика: учебное пособие в 10 т. Т. VIII: Электродинамика сплошных сред / Л. Д. Ландау, Е. М. Лифшиц. – Москва: ФИЗМАТЛИТ, 2005. – 656 с.
18. **Мешков, И. Н.** Электромагнитное поле / И. Н. Мешков, Б. В. Чириков. – Новосибирск: Наука, 1987. – 272 с.

19. Марочник сталей и сплавов / А. С. Зубченко [и др.]; под общ. ред. А. С. Зубченко. – 2-е изд., доп. и испр. – Москва: Машиностроение, 2003. – 784 с.: ил.

Статья сдана в редакцию 24 августа 2020 года

Владимир Михайлович Шеманков, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.
E-mail: VShemenkov@yandex.ru.

Илья Иванович Маковецкий, канд. физ.-мат. наук, доц., Белорусско-Российский университет.
E-mail: imi.makzi@gmail.com.

Vladimir Mikhailovich Shemenkov, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.
E-mail: VShemenkov@yandex.ru.

Ilya Ivanovich Makovetsky, PhD (Physics and Mathematics), Associate Prof., Belarusian-Russian University.
E-mail: imi.makzi@gmail.com.

УДК 621.791.763.2

Д. Н. Юманов, С. М. Фурманов, И. Н. Смоляр, И. Д. Камчицкая, А. О. Коротеев

О ВЛИЯНИИ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА КОНТАКТНОЙ РЕЛЬЕФНОЙ СВАРКИ С ПРОГРАММНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ МОЩНОСТЬЮ ТЕПЛОВЛОЖЕНИЯ НА СТАБИЛЬНОСТЬ ПРОЧНОСТНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СОЕДИНЕНИЙ

UDC 621.791.763.2

D. N. Yumanov, S. M. Furmanov, I. N. Smolar, I. D. Kamchitskaya, A. O. Koroteyev

ON THE EFFECT OF PARAMETERS OF RESISTANCE PROJECTION WELDING MODE WITH PROGRAMMED CONTROL OF HEAT INPUT POWER ON THE STABILITY OF STRENGTH INDICATORS OF JOINTS

Аннотация

Разработана экспериментальная установка для контактной рельефной сварки с программным управлением мощностью тепловложения на базе машины контактной точечной сварки «Оливер» серии МТ-40, блока управления тиристорами БУСТ2 и платы сбора данных National Instruments. Разработан виртуальный регулятор цикла рельефной сварки в программной среде LabVIEW, осуществляющий задание временных интервалов циклограммы рельефной сварки, а также включение сварочного тока. Управление включением катушки электропневмоклапана сжатия электродов осуществлялось с помощью контроллера WELCOM II машины МТ-40. В результате исследований определены режимы сварки, обеспечивающие повышение стабильности прочностных характеристик соединений по сравнению с получаемыми сваркой на серийных машинах.

Ключевые слова:

контактная рельефная сварка, программное управление мощностью тепловложения, виртуальный регулятор цикла сварки, стабильности прочностных характеристик соединений, блок управления тиристорами.

Abstract

An experimental installation has been developed to perform resistance projection welding with programmed control of heat input power on the basis of the Oliver resistance spot welding machine of MT-40 series, BUST2 thyristor control unit and National Instruments Data Acquisition board. A virtual controller of the projection welding cycle has been developed in the LabVIEW programming environment, which sets time intervals for a projection welding cyclogram, as well as turns on welding current. The activation of the coil of an electro-pneumatic valve of electrode compression is controlled with the WELCOM II controller of the MT-40 machine. As a result of the studies, welding modes have been determined that provide increased stability of strength characteristics of joints compared to those obtained when welding with standard machines.

Keywords:

resistance projection welding, software control of heat input power, virtual regulator of the welding cycle, stability of strength characteristics of joints, thyristor control unit.

Совершенствование термомодеформационного цикла рельефной сварки Т-образных сварных соединений является перспективным направлением развития современного машиностроения. Т-образная рельефная сварка – ресурсо-

сберегающий технологический процесс, повышающий производительность труда и качество продукции. Для оптимизации процесса рельефной сварки с целью обеспечения стабильного высокого качества сварных соединений требуется

расширение функциональных возможностей сварочных машин с использованием систем автоматического программного управления [1, 2].

Объектом исследований являются сварные соединения пластины из горячекатаной стали Ст3пс толщиной 4 мм и винта М8 с потайной головкой. На производстве такие соединения часто изготавливают механизированной дуговой сваркой (рис. 1, а). Замена дуговой сварки на Т-образную рельефную «острой гранью» (рис. 1, б) может дать значительное увеличение производительности и экономию сварочных материалов.

Основной проблемой, возникаю-

щей при рельефной сварке горячекатаных сталей, является наличие на поверхности неудаленной окалины, что повышает диапазон изменения сопротивлений контактов электрод–деталь и деталь–деталь до 60...1000 мкОм в зависимости от способа очистки поверхности. Окалина в процессе нагрева может не полностью вытесняться из зоны контактов и препятствует образованию соединения. Повышенное сопротивление контактов при увеличении сварочного тока ведет к их перегреву и увеличению вероятности появления выплесков расплавленного металла, существенно снижающих прочность соединений [3].

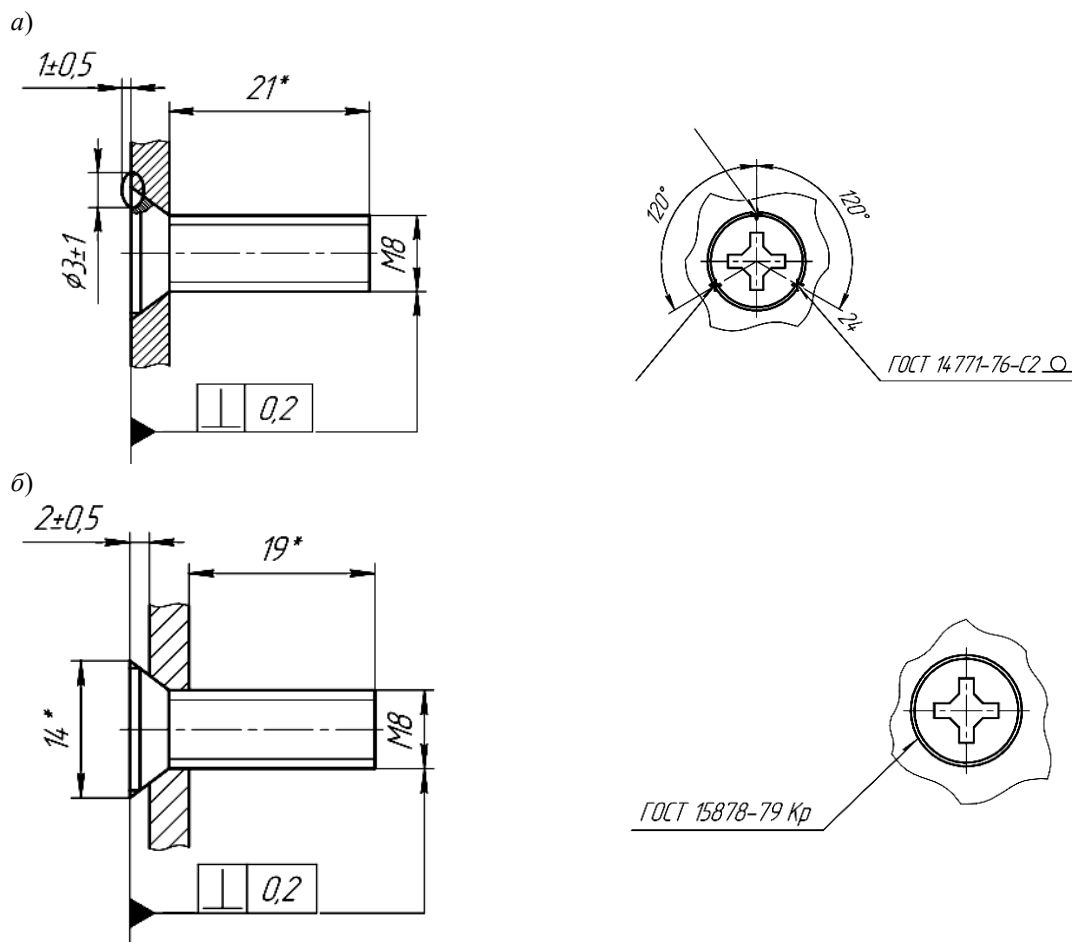


Рис. 1. Соединение винта с пластиной из горячекатаной стали механизированной дуговой сваркой (а) и рельефной сваркой «острой гранью» (б)

При Т-образной рельефной сварке «острой гранью» винтов с потайной головкой с пластиной из горячекатаной стали создаются благоприятные условия для расплавления и полного вытеснения окалины из зоны контакта деталь–деталь. При механической обработке (сверление отверстий в пластине) в результате разрушения окалины появляется возможность сварки без зачистки поверхности горячекатаной стали. Применение винтов с потайной головкой, скошенной под углом 45° , исключает дополнительные расходы, связанные с изготовлением рельефа.

При сборке винта с пластиной и приложении предварительного усилия сжатия электродов между деталями по кромке отверстия образуется начальный кольцевой контакт с высоким сопротивлением. В начале протекания импульса сварочного тока из-за большой плотности тока в этой зоне появляются начальные выплески расплавленного металла. Прочность сварных соедине-

ний при колебаниях параметров режима нестабильная и значительно уменьшается при возникновении выплесков вплоть до ее полной потери.

Для исследования прочности соединений винтов с пластиной из горячекатаной стали при рельефной сварке в условиях производства на серийно выпускаемых машинах типа МТ-3201 использовали две циклограммы сварки с импульсом тока подогрева $I_{\text{ПОД}}$ в течение времени $\tau_{\text{ПОД}}$: циклограмму № 1 с постоянным усилием сжатия электродов при подогреве, сварке и проковке $F_{\text{ПОД}} = F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}}$ (рис. 2) и циклограмму № 2 с пониженным усилием сжатия при подогреве $F_{\text{ПОД}}$ и повышенным усилием сжатия при сварке и проковке $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}}$ (рис. 3). После сварки по данным циклограммам образцы испытывались на отрыв статическим продавливанием на разрывной машине РГМ-1000 по следующей схеме нагружения (рис. 4) [1].

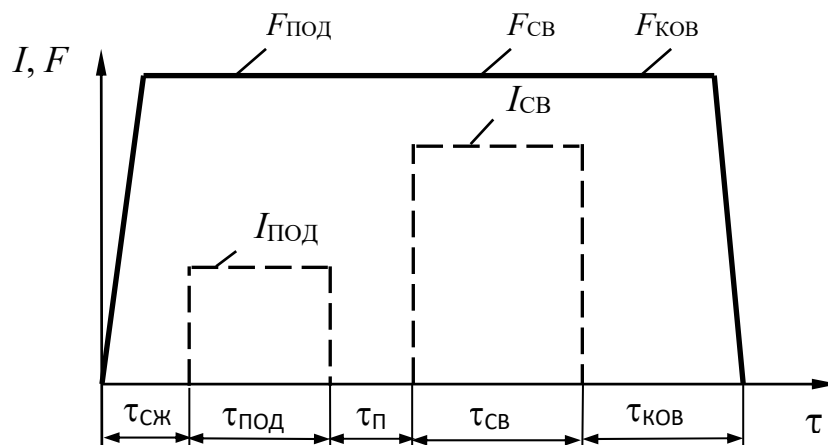


Рис. 2. Циклограмма № 1 рельефной сварки с импульсом подогрева и постоянным усилием сжатия электродов при подогреве, сварке и проковке $F_{\text{ПОД}} = F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}}$

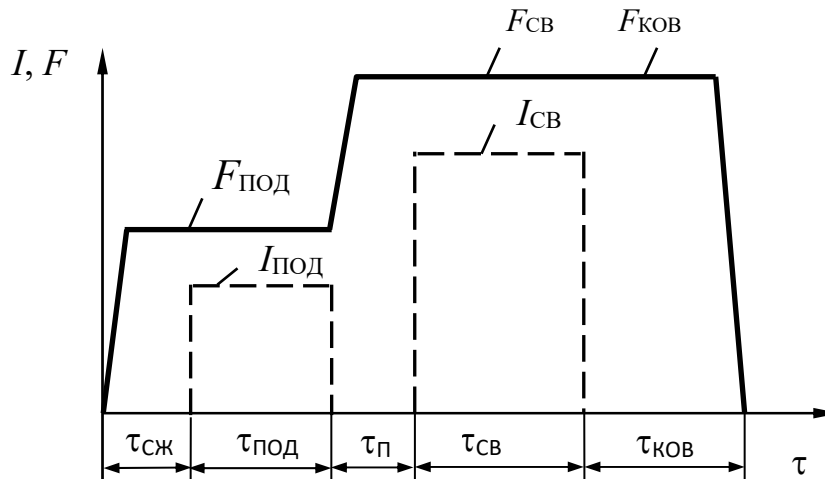


Рис. 3. Циклограмма № 2 рельефной сварки с импульсом подогрева и повышенным усилием сжатия при сварке и проковке $F_{св} = F_{ков}$

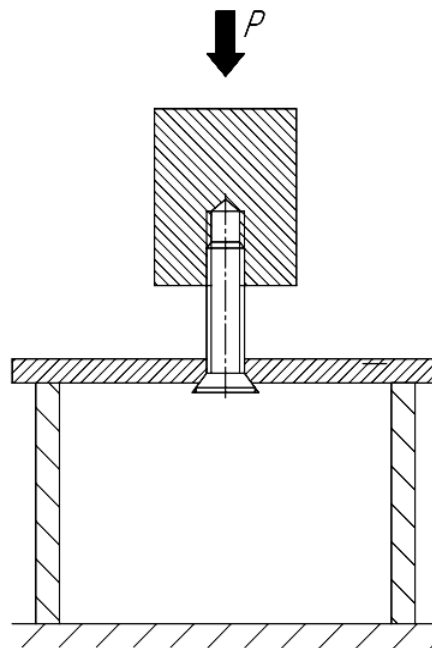


Рис. 4. Схема испытания на отрыв статическим продавливанием

В результате экспериментов подтверждено, что при рельефной сварке «острой гранью» горячекатаной стали с винтами отклонения параметров режима оказывают существенное влияние на прочность сварных соединений. Результаты испытаний на прочность образцов, сваренных по циклограмме № 1 (см. рис. 2), представлены на рис. 5.

При оптимальном соотношении

параметров режима ($I_{под} = 9,6$ кА; $I_{св} = 16,8$ кА; $F_{св} = F_{ков} = 6,3$ кН) среднее значение усилия на отрыв соединений $F_{отр}$ составило 18,25 кН при диапазоне его изменения от 11,56 до 25,59 кН (см. рис. 5, режим 1). Причем резкое снижение прочности наблюдалось на образцах, при сварке которых происходили сильные выплески расплавленного металла ($F_{отр} = 14,34; 11,56; 12,01$ кН).

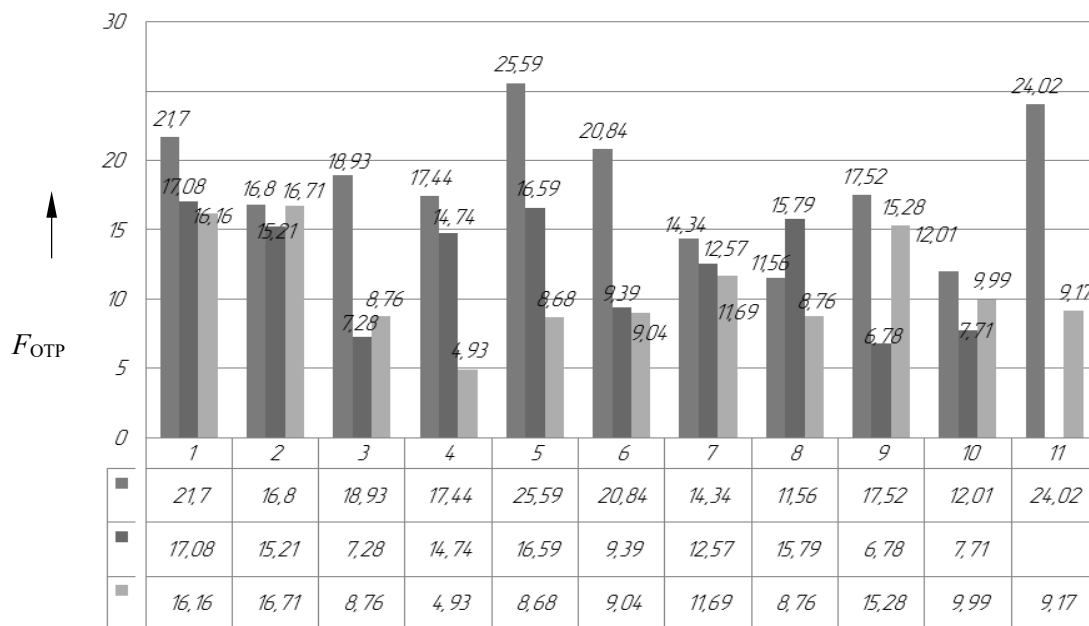


Рис. 5. Результаты испытаний на прочность образцов, сваренных по циклограмме № 1 с постоянным усилием сжатия при $\tau_{\text{ПОД}} = \tau_{\text{СВ}} = 0,3$ с: 1 – $I_{\text{ПОД}} = 9,6$ кА; $I_{\text{СВ}} = 16,8$ кА; $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}} = 6,3$ кН; 2 – $I_{\text{ПОД}} = 7,7$ кА; $I_{\text{СВ}} = 14,8$ кА; $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}} = 5,4$ кН; 3 – $I_{\text{ПОД}} = 7,7$ кА; $I_{\text{СВ}} = 16,1$ кА; $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}} = 6,4$ кН

При снижении параметров режима сварки до величин $I_{\text{ПОД}} = 7,7$ кА; $I_{\text{СВ}} = 14,8$ кА; $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}} = 5,4$ кН значительно уменьшается среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{ОТР}}$ до 12,3 кН при диапазоне его изменения от 6,78 до 17,08 кН (см. рис. 5, режим 2). Причем на образцах, при сварке которых наблюдались сильные выплески, происходит еще более резкое снижение прочности ($F_{\text{ОТР}} = 9,39; 6,78; 7,71$ кН).

Повышение сварочного тока и усилия сжатия при токе подогрева $I_{\text{ПОД}} = 7,7$ кА до величин $I_{\text{СВ}} = 16,1$ кА; $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}} = 6,4$ кН не дает никакого повышения прочности. Среднее значение усилия на отрыв соединений $F_{\text{ОТР}}$ составило 10,8 кН при диапазоне его изменения от 4,93 до 16,71 кН (см. рис. 5, режим 3). Причем количество образцов, при сварке которых наблюдались сильные выплески, увеличилось ($F_{\text{ОТР}} = 8,76; 4,93; 9,04; 11,69; 9,99$ кН).

Таким образом, снижение тока подогрева отрицательно сказывается на прочности соединений, уменьшает тем-

пературу нагрева окалины и затрудняет ее вытеснение из зоны контактов, увеличение же сварочного тока при этом ведет лишь к росту вероятности выплесков, несмотря на увеличение усилие сжатия электродов.

С целью повышения прочности соединений при рельефной сварке «острой гранью» были сварены образцы по циклограмме № 2 с малым усилием сжатия электродов при подогреве $F_{\text{ПОД}}$ и повышенным усилием сжатия при сварке и проковке $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}}$ (см. рис. 3). Результаты испытаний на прочность образцов представлены на рис. 6.

Сварка с параметрами режима $I_{\text{ПОД}} = 7,7$ кА; $I_{\text{СВ}} = 16,5$ кА; $F_{\text{ПОД}} = 2$ кН; $F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}} = 5$ кН; $\tau_{\text{ПОД}} = \tau_{\text{СВ}} = 0,3$ с ведет к значительному увеличению степени разогрева соединения и нестабильности процесса сварки. Даже при уменьшении токов до величин $I_{\text{ПОД}} = 7,7$ кА; $I_{\text{СВ}} = 16,5$ кА наблюдались очень сильные выплески, однако при этом среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{ОТР}}$ составило 26,3 кН при раз-

бросе от 13,96 до 37,52 кН (см. рис. 6, режим 1). Высокая прочность отдельных образцов (35...37 кН) свидетельствует об образовании между деталями

общей расплавленной зоны, однако из-за сильных выплесков эта зона является нестабильной.

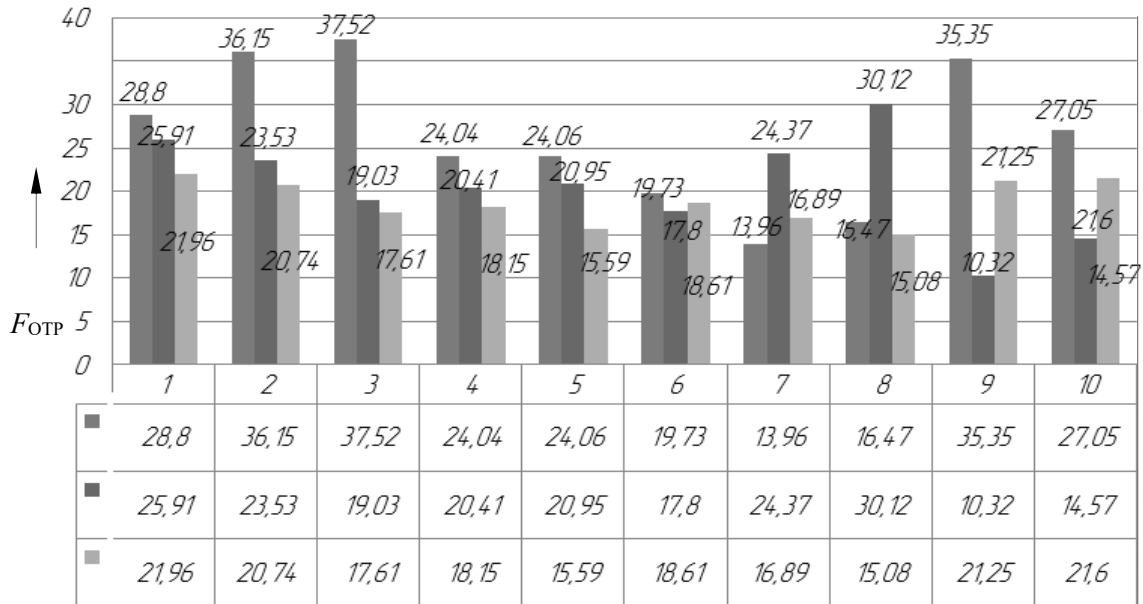


Рис. 6. Результаты испытаний на прочность образцов, сваренных по циклограмме № 2 с повышенным усилием сжатия: 1 – $I_{\text{под}} = 7,7$ кА; $I_{\text{св}} = 16,5$ кА; $F_{\text{под}} = 2$ кН; $F_{\text{св}} = F_{\text{ков}} = 5$ кН; $\tau_{\text{под}} = \tau_{\text{св}} = 0,3$ с; 2 – $I_{\text{под}} = 9,6$ кА; $I_{\text{св}} = 18,9$ кА; $F_{\text{под}} = 3$ кН; $F_{\text{св}} = F_{\text{ков}} = 10$ кН; $\tau_{\text{под}} = \tau_{\text{св}} = 0,3$ с; 3 – $I_{\text{под}} = 9,6$ кА; $I_{\text{св}} = 18,9$ кА; $F_{\text{под}} = 3$ кН; $F_{\text{св}} = F_{\text{ков}} = 10$ кН; $\tau_{\text{под}} = 0,3$ с; $\tau_{\text{св}} = 0,2$ с

Дальнейшие эксперименты показали, что значительного снижения вероятности появления выплесков можно достичь при следующих параметрах режима: $I_{\text{под}} = 9,6$ кА; $I_{\text{св}} = 18,9$ кА; $F_{\text{под}} = 3$ кН; $F_{\text{св}} = F_{\text{ков}} = 10$ кН; $\tau_{\text{под}} = \tau_{\text{св}} = 0,3$ с (см. рис. 6, режим 2), при этом среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{отр}}$ составило 20,7 кН при разбросе от 10,32 до 30,12 кН, на образцах с сильными выплесками $F_{\text{отр}} = 10,32$ и 14,57 кН.

При снижении времени протекания тока до $\tau_{\text{св}} = 0,2$ с среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{отр}}$ составило 18,7 кН при разбросе от 15,08 до 21,96 кН (см. рис. 6, режим 3).

Исходя из анализа экспериментальных данных можно сделать вывод о том, что величина тока $I_{\text{под}}$ и усилия $F_{\text{под}}$ на этапе подогрева оказывают

решающее влияние на степень разогрева окарины и ее вытеснение из зоны контакта свариваемых деталей.

Таким образом, при рельефной сварке горячекатаной стали с винтами из-за значительного влияния отклонений параметров режима на прочность сварных соединений требуется стабилизация мощности тепловложения в межэлектродную зону. Поэтому разработка системы автоматического программного управления мощностью тепловложения при рельефной сварке является актуальной задачей и требует проведения соответствующих экспериментальных исследований.

Контактная рельефная сварка Т-образных соединений «острой гранью» с программным управлением мощностью тепловложения в межэлектродную зону осуществлялась с помощью экспе-

риментальной установки на базе машины контактной точечной сварки «Оливер» серии MT-40 с контроллером фирмы «Chowel» WELCOM II (СТV2-215) (рис. 7). Модернизация контактной сварочной машины Oliver MT-40 осуществлялась путем интеграции блока управления тиристорами и симисторами ОВЕН БУСТ2 в узлы управления сварочной машиной. Функцию включения электропневмоклапанов сжатия электро-

дов выполняет блок WELCOM II, а функцию включения сварочного тока – блок БУСТ2, который предназначен для управления тиристорами в составе регуляторов переменного напряжения методом фазового регулирования [4]. Основная функция, выполняемая блоком, – преобразование входного управляющего сигнала в длительность открытого состояния тиристора и автоматическое регулирование мощности.

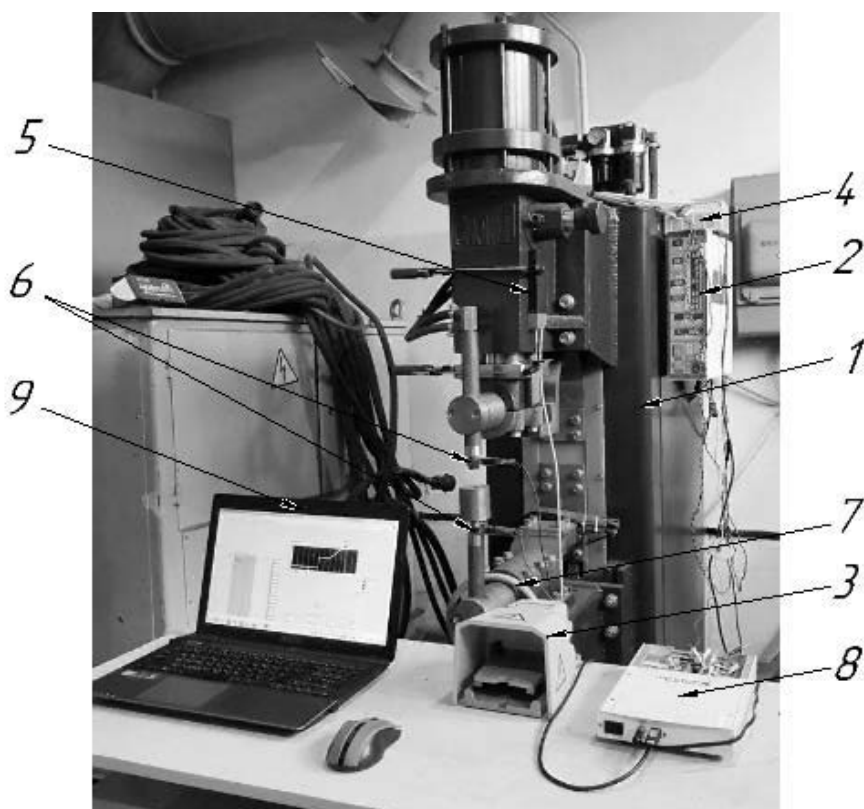


Рис. 7. Экспериментальная установка для реализации системы программного управления мощностью тепловложения при контактной рельефной сварке

Экспериментальная установка состоит из следующих компонентов: 1 – машина контактной точечной сварки «Оливер» серии MT-40; 2 – многофункциональный программируемый сварочный контроллер WELCOM II; 3 – педаль запуска машины; 4 – блок управления тиристорами и симисторами ОВЕН БУСТ2; 5 – оптоэлектронный преобразователь линейных перемещений ЛИР-17; 6 – датчик напряжения;

7 – датчик тока «Пояс Роговского»; 8 – аналого-цифровой и цифроаналоговый преобразователь напряжений NI-USB 6251; 9 – ЭВМ и виртуальный регулятор цикла сварки, разработанный в программной среде LabView.

При нажатии на педаль сварочной машины происходит синхронизированный запуск контроллера WELCOM II и виртуального регулятора цикла рельефной сварки в программной сре-

де LabVIEW, которые отсчитывают одинаковый интервал времени предварительного сжатия электродов. Ожидание нажатия педали и запуск циклограммы сварки в программе осуществ-

ляется с помощью цифрового триггера PFI 0/P1.0, задание и отсчет времени предварительного сжатия электродов – с помощью таймера «Elapsed Time» (рис. 8) [1, 2, 5].

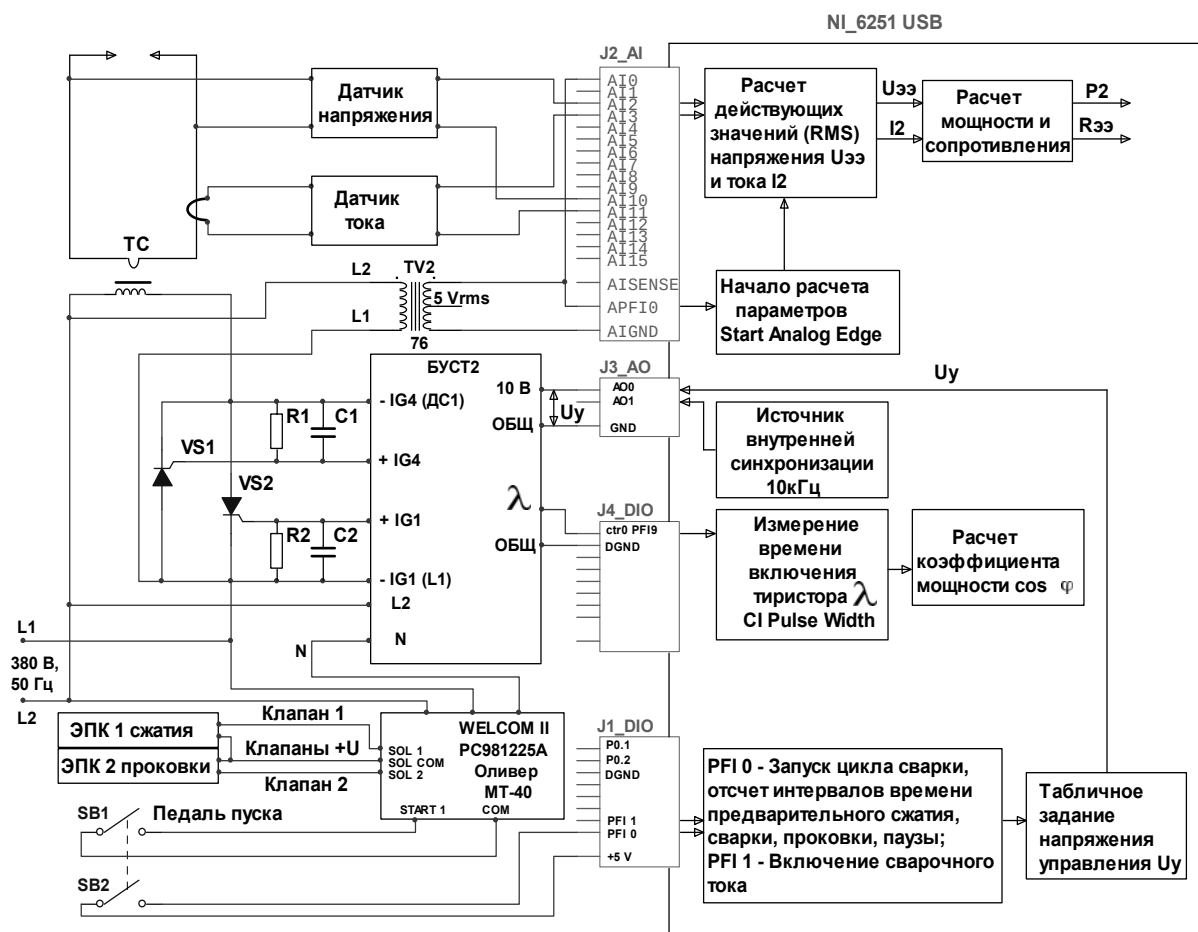


Рис. 8. Структурная схема системы программного управления мощностью тепловложения в межэлектродную зону при контактной рельефной сварке

Включение тока осуществляется при срабатывании цифрового триггера PFI 1/P1.1 в программной среде LabVIEW. Далее осуществляется табличное задание напряжения управления блоком БУСТ2 с интервалом, равным 0,01 с, т. е. по полупериодам сетевого напряжения с частотой 100 Гц. Количество полупериодов определяется временем протекания сварочного тока. В результате формируется сигнал управления U_y для блока БУСТ2 и циклограмма мощности тепловложения.

Цикл сварки завершается после отсчета времени проковки.

Разработанная экспериментальная установка с программированием мощности тепловложения позволяет генерировать новые способы контактной рельефной сварки и получать сварные соединения стабильно высокого качества за счет оптимизации ввода электрической энергии на разных стадиях процесса.

Иллюстрацией программного управления является циклограмма контактной рельефной сварки с табличным

заданием мощности тепловложения в межэлектродную зону (рис. 9). На циклограмме отображаются мощность теп-

ловложения (ток) при подогреве $P_{\text{ПОД}}$ и сварке $P_{\text{СВ}}$ и усилие сжатия $F_{\text{СВ}}$ электродов.

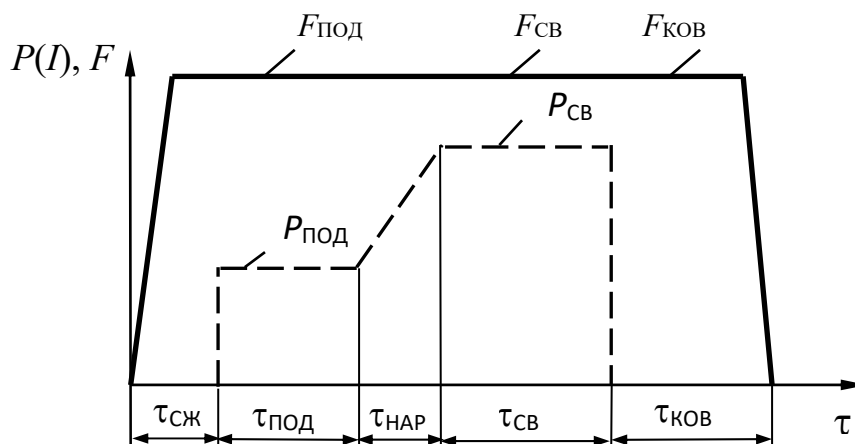


Рис. 9. Циклограмма рельефной сварки с импульсом подогрева мощностью $P_{\text{ПОД}}$, плавным нарастанием мощности сварки $P_{\text{СВ}}$ и постоянным усилием сжатия электродов $F_{\text{ПОД}} = F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}}$

Сварка всех образцов производилась по данной циклограмме на разных режимах с постоянным усилием сжатия электродов при подогреве, сварке и проковке $F_{\text{ПОД}} = F_{\text{СВ}} = F_{\text{КОВ}}$, время предварительного сжатия и проковки во всех случаях составляло $\tau_{\text{СЖ}} = \tau_{\text{КОВ}} = 0,5$ с. Мощность при подогреве $P_{\text{ПОД}}$ (ток подогрева $I_{\text{ПОД}}$) и мощность при сварке $P_{\text{СВ}}$ (сварочный ток $I_{\text{СВ}}$) задавались программным путем с отсутствием паузы между импульсами. Плавный переход от мощности подогрева $P_{\text{ПОД}}$ к мощности сварки $P_{\text{СВ}}$ осуществлялся за время нарастания $\tau_{\text{НАР}}$, которое также задавалось программно.

При сварке по циклограмме с целью регулирования степени разогрева контакта между свариваемыми деталями изменялась величина усилия сжатия электродов $F_{\text{СВ}}$.

Первая серия образцов сваривалась при усилии $F_{\text{СВ}} = 7,5$ кН и параметрах режима $I_{\text{ПОД}} = 11$ кА; $I_{\text{СВ}} = 26$ кА; $\tau_{\text{ПОД}} = 0,3$ с; $\tau_{\text{НАР}} = 0,16 \dots 0,2$ с; $\tau_{\text{СВ}} = 0,2$ с. Результаты испытаний на прочность образцов представлены на рис. 10.

При этом соединение формирова-

лось в твердой фазе, т. е. при отсутствии общей зоны расплавления. Среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{ОТР}}$ составило 18,5 кН при разбросе от 13,9 до 23,2 кН, что свидетельствует о повышении стабильности прочностных характеристик получаемых соединений.

Вторая серия образцов сваривалась при усилии $F_{\text{СВ}} = 5$ кН. Результаты испытаний на прочность образцов представлены на рис. 11. При этом соединение формировалось за счет образования общей зоны расплавления. При сварке с параметрами режима $I_{\text{ПОД}} = 11$ кА; $I_{\text{СВ}} = 26$ кА; $\tau_{\text{ПОД}} = 0,3$ с; $\tau_{\text{НАР}} = 0,2$ с; $\tau_{\text{СВ}} = 0,1$ с (см. рис. 11, а) среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{ОТР}}$ составило 23,7 кН при разбросе от 20,85 до 27,58 кН.

Наибольшего эффекта повышения стабильности прочностных характеристик удалось достичь при параметрах режима $I_{\text{ПОД}} = 11$ кА; $I_{\text{СВ}} = 26$ кА; $\tau_{\text{ПОД}} = 0,3$ с; $\tau_{\text{НАР}} = 0,2$ с; $\tau_{\text{СВ}} = 0,2$ с (см. рис. 11, б). При этом среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{ОТР}}$ образцов составило 26,5 кН, разброс значений – от 23,47 до 30,85 кН. Это свидетельствует

о значительном улучшении стабильности прочностных свойств соединений, получаемых при рельефной сварке с

программным управлением мощностью тепловложения, по сравнению с получаемыми сваркой на серийных машинах.

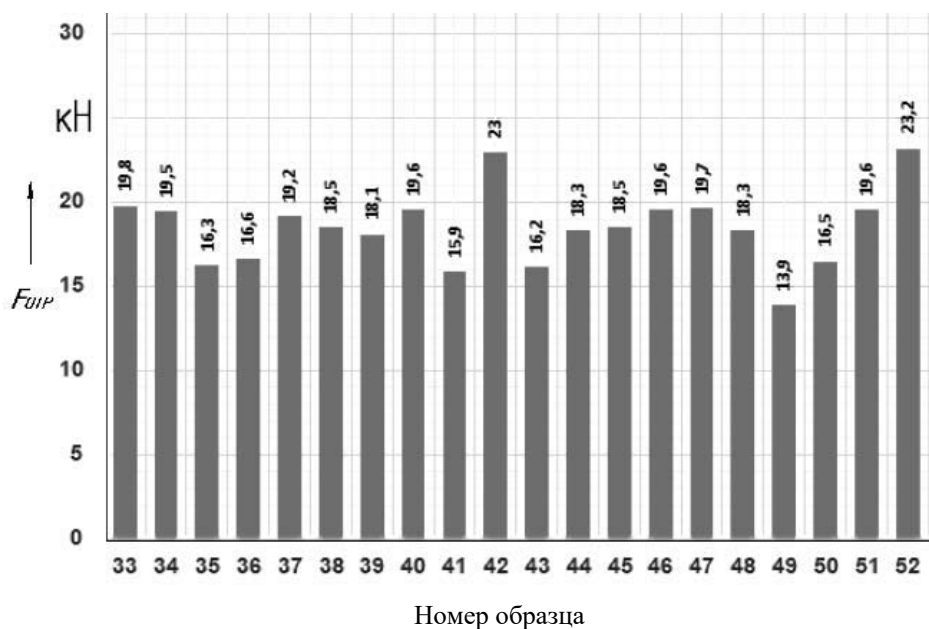
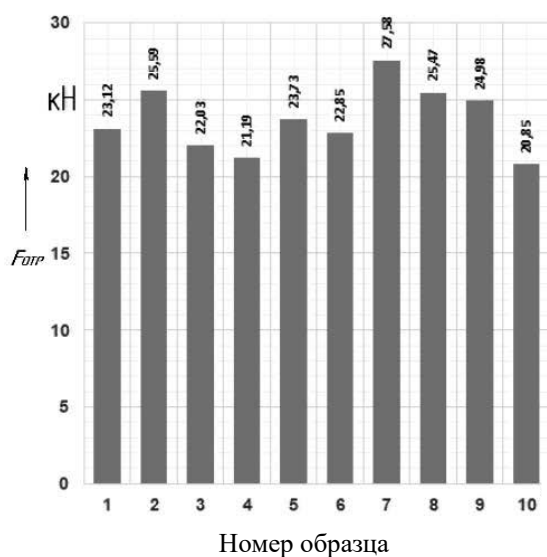


Рис. 10. Результаты испытаний на прочность образцов, сваренных при усилии $F_{CB} = 7,5$ кН

а)



б)

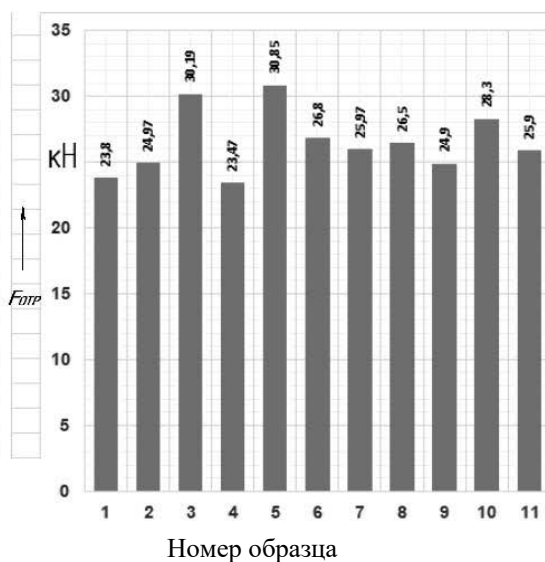


Рис. 11. Результаты испытаний на прочность образцов, сваренных при усилии $F_{CB} = 5$ кН:
 а – $I_{под} = 11$ кА; $I_{CB} = 26$ кА; $\tau_{под} = 0,3$ с; $\tau_{наp} = 0,2$ с; $\tau_{CB} = 0,1$ с; б – $I_{под} = 11$ кА; $I_{CB} = 26$ кА; $\tau_{под} = 0,3$ с; $\tau_{наp} = 0,2$ с; $\tau_{CB} = 0,2$ с

Выводы

1. Разработана экспериментальная установка для контактной рельефной сварки Т-образных соединений с программным управлением мощностью тепловложения на базе машины контактной точечной сварки «Оливер» серии MT-40 с контроллером фирмы «Chowel» WELCOM II, блока управления тиристорами и симисторами БУСТ2 и платы сбора данных National Instruments. Модернизация контактной сварочной машины Oliver MT-40 осуществлялась путем интеграции блока БУСТ2 в узлы управления сварочной машиной. В программной среде LabVIEW разработан виртуальный регулятор цикла рельефной сварки, осуществляющий табличное задание напряжения управления U_y блоком БУСТ2 с интервалом, равным полупериоду сетевого напряжения. В результате формируется циклограмма мощности тепловложения.

2. В результате экспериментальных исследований определены оптимальные режимы рельефной сварки с программным управлением мощностью тепловложения, при которых обеспечивается максимальная прочность соеди-

нений. Объектом исследований являлись сварные соединения пластины толщиной 4 мм из горячекатаной стали СтЗпс и винта М8 с потайной головкой. Сварка образцов производилась по циклограмме с постоянным усилием сжатия электродов, при этом мощности тепловложения при подогреве $P_{\text{под}}$ и при сварке $P_{\text{св}}$ задавались программным путем с отсутствием паузы между импульсами. Плавный переход от мощности подогрева $P_{\text{под}}$ к мощности сварки $P_{\text{св}}$ осуществлялся за время нарастания $t_{\text{нар}}$ и также задавался программно.

3. Наибольшего эффекта повышения стабильности прочностных характеристик удалось достичь при параметрах режима $F_{\text{св}} = 5$ кН; $I_{\text{под}} = 11$ кА; $I_{\text{св}} = 26$ кА; $t_{\text{под}} = 0,3$ с; $t_{\text{нар}} = 0,2$ с; $t_{\text{св}} = 0,2$ с. При этом среднее значение усилия на отрыв $F_{\text{отр}}$ образцов составило 26,5 кН, разброс значений – от 23,47 до 30,85 кН. Это свидетельствует о значительном улучшении стабильности прочностных свойств соединений, получаемых при рельефной сварке с программным управлением мощностью тепловложения, по сравнению с получаемыми сваркой на серийных машинах.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Фурманов, С. М.** Пути совершенствования термдеформационных циклов контактной точечной и рельефной сварки: монография / С. М. Фурманов. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2019. – 274 с.
2. **Фурманов, С. М.** Компьютерное управление процессом контактной сварки с помощью среды графического программирования LabVIEW / С. М. Фурманов [и др.] // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2019. – № 2. – С. 54–62.
3. **Березиенко, В. П.** Технология сварки давлением: учебное пособие / В. П. Березиенко, С. Ф. Мельников, С. М. Фурманов. – Могилев: Белорус.-Рос. ун-т, 2009. – 256 с.
4. **Фурманов, С. М.** О фазовом регулировании мощности тепловложения в межэлектродную зону при контактной сварке / С. М. Фурманов [и др.] // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2018. – № 1. – С. 80–91.

5. **Фурманов, С. М.** Аппаратная реализация корректирующей системы регулирования мощности тепловложения при контактной рельефной сварке / С. М. Фурманов [и др.] // Сварка и диагностика. – 2018. – № 5. – С. 35–40.

Статья сдана в редакцию 26 июня 2020 года

Дмитрий Николаевич Юманов, ассистент, Белорусско-Российский университет.

Сергей Михайлович Фурманов, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.

Иван Николаевич Смоляр, магистрант, Белорусско-Российский университет.

Ирина Дмитриевна Камчицкая, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.

Артур Олегович Коротеев, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.

Dmitry Nikolayevich Yumanov, assistant lecturer, Belarussian-Russian University.

Sergei Mikhailovich Furmanov, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarussian-Russian University.

Ivan Nikolayevich Smolar, MSc student, Belarussian-Russian University.

Irina Dmitrievna Kamchitskaya, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarussian-Russian University.

Artur Olegovich Koroteyev, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarussian-Russian University.

ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

УДК 534.86

В. И. Борисов, С. С. Сергеев, Н. И. Казаченко, Е. Н. Прокопенко

АКУСТИЧЕСКОЕ ПОЛЕ ИЗЛУЧЕНИЯ ПЭП В ВИДЕ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ ЗОННОЙ ФРЕНЕЛЕВСКОЙ ПЛАСТИНКИ

UDC 534.86

V. I. Borisov, S. S. Sergeev, N. I. Kazachenko, E. N. Prokopenko

ACOUSTIC RADIATION FIELD OF PIEZOELECTRIC TRANSDUCERS IN THE FORM OF A RECTANGULAR FRESNEL ZONE PLATE

Аннотация

Методом численного анализа рассчитано акустическое поле излучения фокусирующих акустических преобразователей на основе одномерных фазированных решеток в виде зонной пластинки Френеля. Показано, что в акустическом поле излучения таких пьезопреобразователей наблюдается два фокуса, один из которых определяется конструкцией преобразователя, а второй располагается в ближней зоне. При изменении сдвига фаз на пьезоэлементах решетки наблюдается изменение фокусного расстояния.

Ключевые слова:

акустическое поле, зонная пластинка Френеля, акустическая фазированная решетка, пьезоэлектрический преобразователь, акустическая ось, дальняя зона, акустическая волна, акустическое давление, фокальная плоскость, фокус.

Abstract

Using the numerical analysis method, the acoustic radiation field of focusing acoustic transducers based on one-dimensional phased arrays in the form of a Fresnel zone plate was calculated. It is shown that in the acoustic field of the radiation of such piezoelectric transducers, there are two focuses, one of which is determined by the design of the transducer, and the second is located in the near zone. With a change in the phase shift on the piezoelectric elements of the array, a change in the focal length is observed.

Keywords:

acoustic field, Fresnel zone plate, acoustic phased array, piezoelectric transducer, acoustic axis, far zone, near zone, acoustic wave, acoustic pressure, focal plane, focus.

В настоящее время для решения задач акустического неразрушающего контроля материалов и изделий в качестве источников и приемников ультразвука находят широкое применение фазированные акустические решетки (ФАР), которые обеспечивают возможность динамической перестройки их акустического поля излучения-приема

[1, 2]. Формы, размеры и конструкции современных ФАР весьма разнообразны.

В предлагаемой работе приведены результаты моделирования акустического поля излучения пьезоэлектрического преобразователя (ПЭП) в виде плоской прямоугольной фазированной решетки, представляющей собой аналог оптической зонной дифракционной пла-

стинки Френеля. Схема центральной части пьезопреобразователя, содержащей семь элементарных прямоугольных пьезопластин, приведена на рис. 1.

Пьезопреобразователь содержит ряд прямоугольных элементарных пьезопластин шириной d и длиной L , расположенных параллельно друг другу.

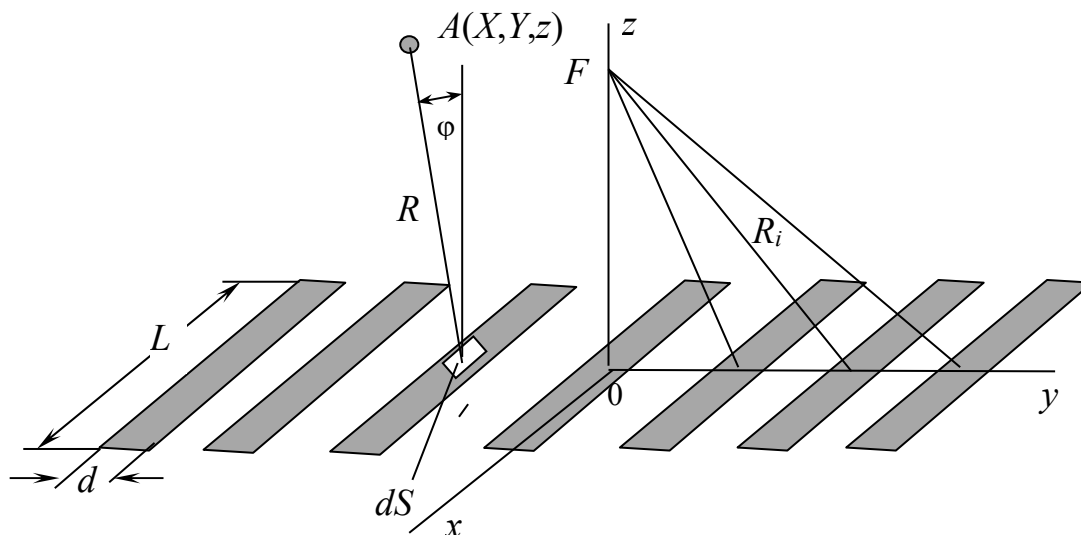


Рис. 1. Схема плоской прямоугольной фазированной решетки

Расстояние между центрами элементарных прямоугольных пьезоизлучателей и фокальной точкой F в плоскости yoz выбиралось таким образом, чтобы оно от соседних излучателей отличалось на длину акустической волны, распространяющейся в объекте, на который нагружен пьезопреобразователь. ПЭП представляет собой фазированную решетку, настроенную на фокусировку акустического излучения в плоскости, перпендикулярной оси пьезопреобразователя, отстоящей на расстоянии OF от плоскости решетки.

В работе приведены результаты расчетов акустического поля излучения такой фазированной решетки в ви-

де 17 элементарных излучателей с общими размерами апертуры 40×44 мм, настроенного на фокусное расстояние 100 мм. Расчеты акустического поля проводились для пьезоизлучателей с длиной элементарных излучателей 40 мм и шириной от 0,3 до 1,2 мм. Расчеты проводились для непрерывного режима работы элементарных пьезопреобразователей, работающих на частоте 5 МГц, нагруженных на воду, что соответствует длине акустической волны 0,3 мм.

Результирующая величина давления в точке A с координатами X, Y, z будет пропорциональна следующему интегралу [3]:

$$P(X, Y, z) = \int_S \frac{P_0}{R} \cos \varphi \left(\cos \left(\omega t - \frac{2\pi}{\lambda} R + \psi_i \right) \right) dS, \quad (1)$$

где R – расстояние от точечного излучателя площадью dS , расположенного в точке с координатами $x, y, 0$ до точки A ;

$\frac{2\pi}{\lambda}$ – модуль волнового вектора (волно-

вое число), $\frac{2\pi}{\lambda} = k$; λ – длина волны в материале среды, где распространяется акустическая волна; φ – угол, учитывающий наклон элементарной площадки dS к направлению на рассматриваемую точку; ψ_i – начальная фаза акустической волны, дополнительно вводимая при работе ПЭП в режиме фазирован-

ной решетки.

Расчет интеграла (1) проводился по методике, приведенной в [3].

Например, на рис. 2 приведено распределение акустического давления P вдоль оси z для ПЭП с шириной элементарных излучателей $d = 0,3$ мм (одна длина волны).

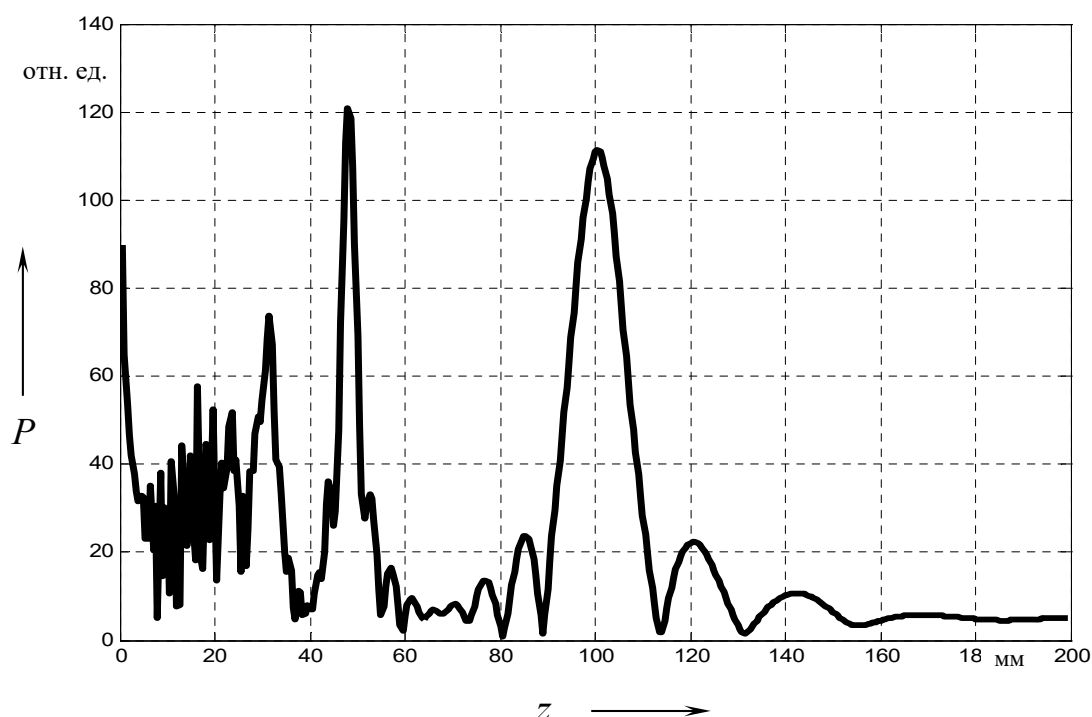


Рис. 2. Распределение давления акустических волн вдоль оси пьезопреобразователя в виде одномерной френелевской фазированной решетки, рассчитанной на фокусное расстояние 100 мм

Из рис. 2 видно, что распределение акустического давления вдоль оси ПЭП носит неоднородный характер. При этом наблюдается интересная особенность: кроме основного фокуса, расположенного на расстоянии 100 мм, на которое был рассчитан пьезопреобразователь, в ближней зоне наблюдается дополнительный фокус, располагающийся приблизительно на половинном расстоянии рассчитанного фокусного расстояния ПЭП. Амплитуда акустических волн в дополнительном фокусе больше амплитуды волн в основном фокусе.

Ширина акустического пучка по уровню половинной амплитуды вдоль оси z , представляющей собой акустическую ось ПЭП, равна 14 мм в области основного фокуса и 4,3 мм в области дополнительного фокуса.

Проведенные расчеты для ПЭП, рассчитанных на другие фокусные расстояния, показали, что такие же особенности акустического поля наблюдаются и для других ПЭП. При этом соотношения амплитуд акустического давления в основном и дополнительном фокусах различаются.

Так как для стандартных фазированных решеток ширина отдельных элементарных пьезопреобразователей выбирается равной половине длины акустической волны [5], а для фазированной решетки в виде зонной пластинки Френеля расстояние между соседними элементарными пьезоизлучателями превышает половину длины волны, то

для увеличения интенсивности акустических волн в фокальной плоскости желательно увеличить ширину отдельных элементарных пьезопреобразователей.

Например, на рис. 3 показано распределение акустического давления P вдоль оси z для ПЭП с шириной элементарных излучателей $d = 1,2$ мм (четыре длины акустической волны).

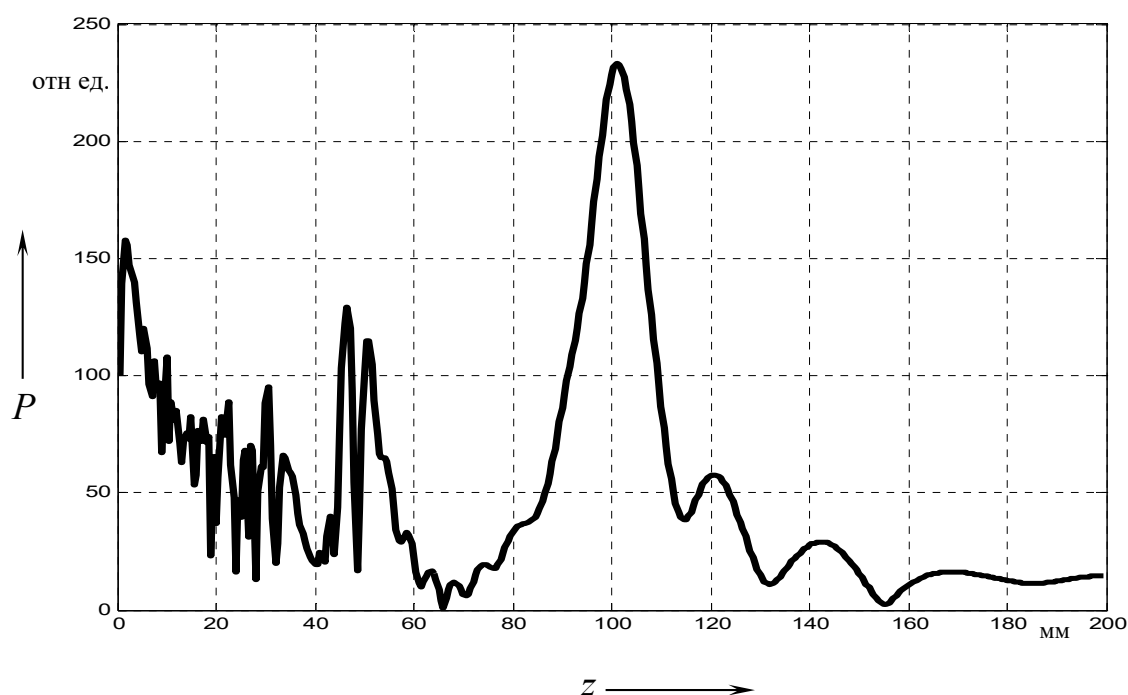


Рис. 3. Распределение давления акустических волн вдоль оси пьезопреобразователя в виде одномерной фазированной решетки, рассчитанной на фокусное расстояние 100 мм при ширине отдельных пьезоэлементов 1,2 мм

Из рис. 3 видно, что в осевом распределении давления акустических волн для ПЭП с шириной элементарных пьезопреобразователей в четыре длины волны наблюдается максимум в области основного фокуса на расстоянии 100 мм от пьезоэлементов, а максимум в области дополнительного фокуса расщепился на два максимума, величина которых существенно меньше величины максимума давления в области основного фокуса. А так как ширина отдельных пьезоэлементов по сравнению с ПЭП, акустическое поле которого приведено на рис. 1, в 4 раза больше, то и величина акустического давления в этом случае в области основного фокуса примерно в два раза больше.

На рис. 4 приведено распределение давления акустических волн P на расстоянии 100 мм от пьезоэлементов в осевой плоскости, перпендикулярной штрихам решетки (плоскости $yo-z$ на рис. 1).

На рис. 4 приведено распределение давления акустических волн P на расстоянии 100 мм от пьезоэлементов в осевой плоскости, перпендикулярной штрихам решетки (плоскости $yo-z$ на рис. 1).

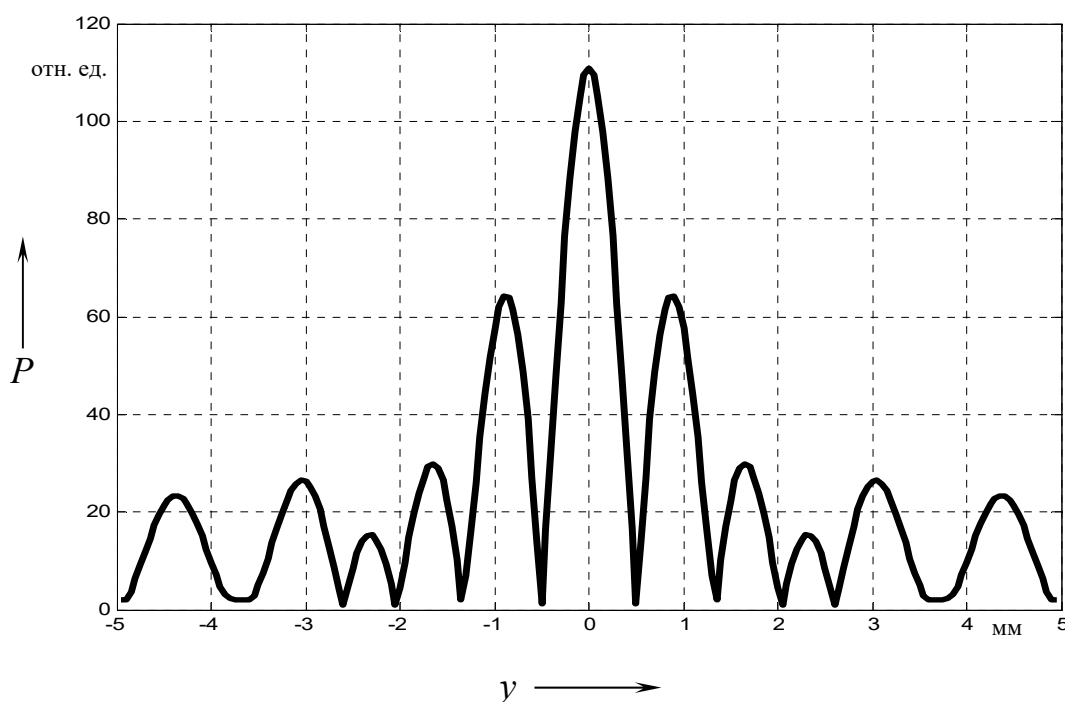


Рис. 4. Распределение давления акустических волн в фокальной плоскости на расстоянии 100 мм в осевой плоскости, перпендикулярной штрихам решетки

Из рис. 4 видно, что давление акустических волн в этой фокальной точке имеет ряд максимумов, три центральных из которых в минимуме спадают до нуля и сравнимы по величине. По уровню половинной амплитуды ширина основного максимума акустического пучка равна 0,6 мм, что соответствует двум длинам акустической волны.

Распределение акустического поля в области дополнительного фокуса в плоскости xoz носит похожий характер, как и в области основного фокуса.

Так как рассматриваемый в работе пьезоэлектрический преобразователь по своей физической сути представляет собой одномерную фазированную решетку, которая фокусирует генерируемые акустические волны не в круговую фокальную точку, а в фокальную точку примерно прямоугольной формы, то представляет определенный интерес выяснить, как распределяется давление акустических волн не только в осевой плоскости, перпендикулярной штрихам

решетки, но и в осевой плоскости, параллельной штрихам решетки, т. е. в плоскости xoy на рис. 1. Распределение давления акустических волн P в осевой плоскости, параллельной штрихам решетки (плоскости xoy на рис. 1), в области основного фокуса на расстоянии 100 мм от пьезоизлучателей с шириной 0,3 мм приведено на рис. 5.

На рис. 5 видно, что в области основного фокуса в плоскости, параллельной штрихам акустической решетки, акустическое излучение собирается в акустический пучок полушириной 38 мм, что соответствует длине элементарных прямоугольных излучателей L , равной 40 мм. В области максимума этого пучка наблюдается его модуляция по амплитуде, которая составляет 10 % от максимального уровня давления. Из анализа распределения акустического давления, приведенного на рис. 4 и 5, видно, что в области основного фокуса формируется акустический пучок максимальной амплитуды прямоугольной фор-

мы с размерами $38 \times 0,6$ мм. В области дополнительного фокуса наблюдаются аналогичные зависимости акустического

поля и формируется акустический пучок максимальной амплитуды прямоугольной формы с размерами $38 \times 0,32$ мм.

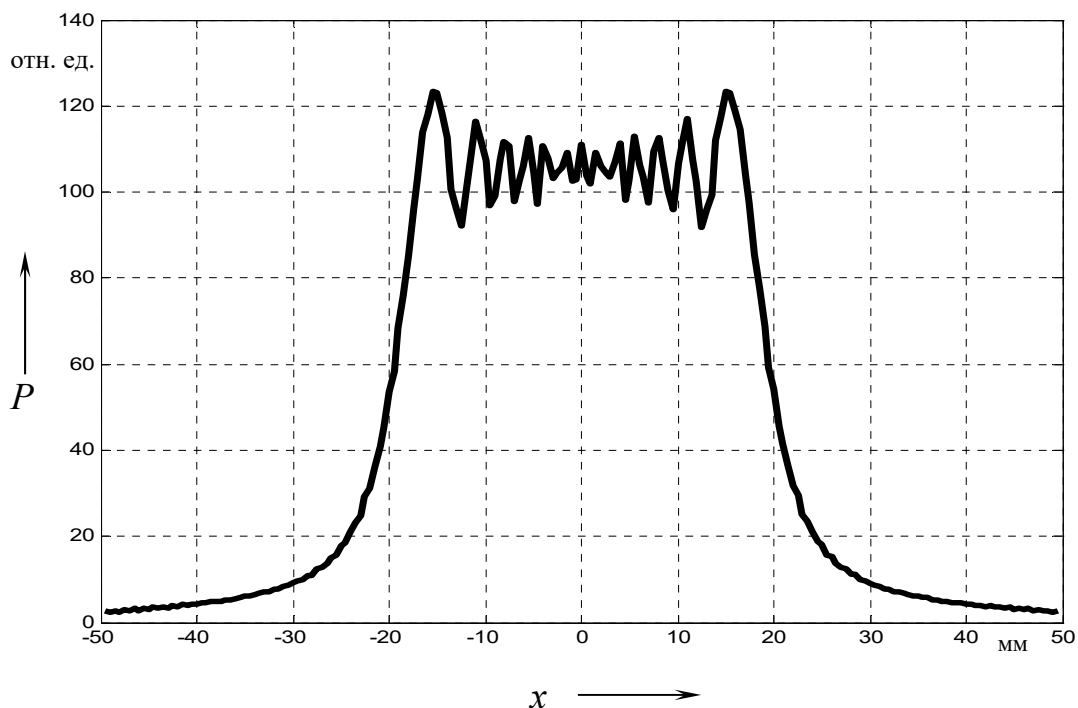


Рис. 5. Распределение давления акустических волн в основной фокальной плоскости при фокусном расстоянии 100 мм в направлении вдоль штрихов решетки

В работе проводились исследования влияния на характер акустического поля излучения дополнительного изменения фаз электрических возбуждающих сигналов, подаваемых на элементарные прямоугольные пьезоэлектрические преобразователи (ПЭП) вышеописанной 17-элементной конструкции с шириной элементарных пьезоизлучателей $d = 0,3$ мм. Рассматривались два режима изменения фаз возбуждающих электрических сигналов.

В первом случае на центральный девятый элементарный пьезопреобразователь сигнал подавался в нулевой фазе, на окружающие восьмой и десятый элементы – в фазе φ , на седьмой и одиннадцатый элементы – 2φ , далее на соседних элементарных излучателях фаза электрических возбуждающих сиг-

налов увеличивалась на φ . В результате сдвиг фаз на крайних элементах пьезопреобразователя составлял 8φ .

Во втором случае на концевые элементарные излучатели электрический возбуждающий сигнал подавался в нулевой фазе, а затем сдвиг фаз увеличивался на соседних элементах на φ , достигая на центральном девятом элементе 8φ .

Проведенные расчеты осевого распределения акустического давления показали, что фокусное расстояние как основного, так и дополнительного фокусов ПЭП изменяется при изменении величины сдвига фаз φ . Для первого случая изменения фаз наблюдается увеличение фокусного расстояния с увеличением сдвига фаз, а для второго случая – уменьшение.

На рис. 6 приведены зависимости изменения основного фокусного расстояния OF при изменении величины сдви-

га фаз φ возбуждающих электрических сигналов между соседними элементарными пьезопреобразователями.

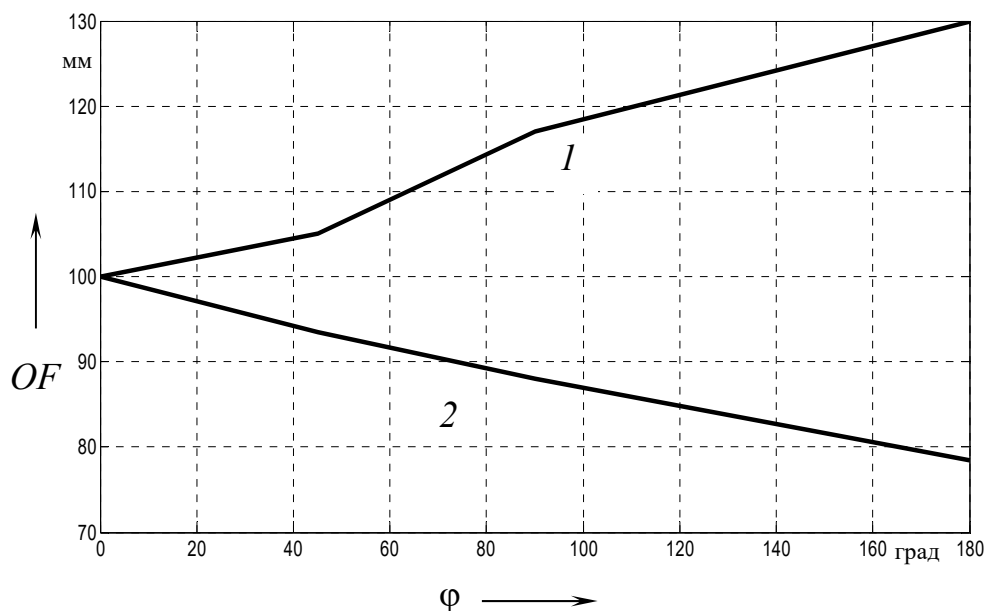


Рис. 6. Зависимость фокусного расстояния от величины сдвига фаз электрических возбуждающих сигналов между соседними элементами ПЭП: 1 – при возрастании сдвига фаз от центрального пьезоэлемента ПЭП к периферийным; 2 – при убывании сдвига фаз от центрального пьезоэлемента ПЭП к периферийным

Из рис. 6 видно, что изменение сдвига фаз возбуждающих электрических сигналов на соседние элементарные пьезоэлектрические излучатели решетчатого ПЭП приводит к практически линейной перестройке фокусного расстояния ПЭП, диапазон которого достигает 50 мм. Это явление характерно не только для основного фокуса, но и для дополнительного. При увеличении сдвига фаз происходит уменьшение величины фокальных максимумов и их уширение. Наблюдаемое явление изменения фокусного расстояния может быть использовано для динамической фокусировки при проведении неразрушающего ультразвукового контроля.

Таким образом, проведенные исследования фокусирующих ПЭП в виде одномерных фазированных решеток типа зонных пластинок Френеля показали, что в акустическом поле их излучения наблюдаются два фокуса: основной, фокусное расстояние которого определяется конструкцией ПЭП, и дополнительный, расположенный в ближней зоне ПЭП, фокусное расстояние которого равно примерно половине фокусного расстояния основного фокуса. Наблюдается перестройка фокусного расстояния ПЭП при изменении величины сдвига фаз электрического сигнала возбуждения отдельных элементарных пьезопластин ПЭП.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Введение в технологию применения ультразвуковых фазированных решеток / Пер. С. В. Реука. – Санкт-Петербург: СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2011. – 210 с.

2. **Фалькевич, С. А.** Фазированные решетки в ультразвуковой дефектоскопии (обзор) / С. А. Фалькевич // Дефектоскопия. – 1984. – № 3. – С. 3–16.
3. Ультразвуковые пьезопреобразователи для неразрушающего контроля / Под ред. И. Н. Ермолова. – Москва: Машиностроение, 1986. – 280 с.
4. **Борисов, В. И.** Тонкая структура акустического поля излучения прямоугольных пьезопластин / В. И. Борисов, С. С. Сергеев, А. С. Никитин // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2014. – № 2 (43). – С. 105–113.
5. **Ермолов, И. Н.** Неразрушающий контроль: в 5 кн. Кн. 2: Акустические методы контроля: практическое пособие / И. Н. Ермолов, Н. П. Алешин, А. И. Потапов; под ред. В. В. Сухорукова. – Москва: Высшая школа, 1991. – 283 с.

Статья сдана в редакцию 23 июня 2020 года

Василий Иванович Борисов, д-р физ.-мат. наук, проф., Белорусско-Российский университет.
Сергей Сергеевич Сергеев, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.
E-mail: sss.bru@tut.by. Тел.: +375-297-43-38-68.
Елена Николаевна Прокопенко, ст. преподаватель, Белорусско-Российский университет.
Никита Игоревич Казаченко, студент, Белорусско-Российский университет.

Vasily Ivanovich Borisov, DSc (Physics and Mathematics), Prof., Belarusian-Russian University.
Sergey Sergeevich Sergeev, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.
E-mail: sss.bru@tut.by. Tel.: +375-297-43-38-68.
Elena Nikolayevna Prokopenko, senior lecturer, Belarusian-Russian University.
Nikita Igorevich Kazachenko, student, Belarusian-Russian University.

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

УДК 62-83:621

А. С. Коваль, А. Г. Кондратенко

К ВОПРОСУ ОБ ЭНЕРГОПОТРЕБЛЕНИИ В ДВИГАТЕЛЬНЫХ И РЕКУПЕРАТИВНЫХ РЕЖИМАХ РАБОТЫ В БЕЗРЕДУКТОРНОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ ЛИФТОВ

UDC 62-83:621

A. S. Koval, A. G. Kondratenko

ON ENERGY CONSUMPTION UNDER MOTORING AND REGENERATIVE MODES OF OPERATION IN GEARLESS ELEVATOR ELECTRIC DRIVES

Аннотация

На основе модели электропривода лифта с синхронным двигателем с постоянными магнитами (СДПМ) с поверхностным расположением магнитов на роторе выполнен расчет энергопотребления двигателем при номинальной скорости перемещения кабины и скорости кабины, увеличенной на 20 %.

Ключевые слова:

синхронный двигатель с постоянными магнитами (СДПМ), безредукторный электропривод лифта, регулирование скорости, движущий момент, двигательный режим работы, режим рекуперативного торможения, энергия, потребляемая и отдаваемая СДПМ.

Abstract

Based on the model of elevator electric drive having a permanent magnet synchronous motor (PMSM) with magnets mounted on the surface of the rotor, the power consumed by the motor has been calculated at the nominal speed of elevator car movement and when its speed is increased by 20 %.

Keywords:

permanent magnet synchronous motor (PMSM), gearless elevator electric drive, speed control, driving torque, motoring mode of operation, regenerative braking mode, energy consumed and supplied by PMSM.

Без использования лифтов сегодня невозможно представить возведение новых высотных жилых зданий в городских новостройках и модернизацию существующего жилого фонда. Во всех современных пассажирских и грузовых лифтах частотно-регулируемый ЭП переменного тока – основной тип регулируемого привода [1], в том числе и с синхронными двигателями с постоянными магнитами (СДПМ) в безредукторных лебедках. Так как работа лифтов

связана с постоянно меняющейся нагрузкой кабины, то создаются условия работы привода как в двигательных режимах, так и в генераторных с возвратом энергии в сеть. Последние режимы позволяют экономить потребляемую энергию, а в лифтах, работающих в жилых зданиях, порядка 30 % энергопотребления связано с работой электропривода. Если в редукторных приводах лифтов с учетом КПД редуктора использование генераторных режимов ма-

лоэфективно, то в безредукторных регулируемых приводах возвращаемая энергия при рекуперации существенно возрастает.

Переход из двигательного режима в рекуперативное торможение и обратно в безредукторном электроприводе лифтов определяется скоростью движения кабины лифта [2]. Так, при пуске в процессе подъема пустой кабины на заданный этаж в безредукторном приводе лифта на базе СДПМ рекуперативный режим возникает и существует в дальнейшем при достижении скорости в процессе пуска, большей $0,6\Omega_{\text{ном}}$. До этой скорости двигатель работает в двигательном режиме. Этот порог по

скорости, при котором происходит переход из одного режима в другой, может быть использован при моделировании работы, например, безредукторных электроприводов лифтов с СДПМ для анализа потребляемой и отдаваемой энергии в сеть.

Для моделирования двигательных и генераторных режимов работы безредукторного электропривода пассажирского лифта с СДПМ с поверхностным расположением магнитов на роторе использована одномассовая модель электропривода пассажирского лифта [3] с двигателем, параметры которого приведены в табл. 1.

Табл. 1. Параметры СДПМ, использованные при моделировании

J , кгм	$M_{\text{ном}}$, Н·м	$I_{\text{ном}}$, А	$P_{\text{ном}}$, Вт	$\Psi_{\text{ном}}$, Вб	$\Omega_{\text{ном}}$, с ⁻¹
132	710	12,4	3400	4,87	4,88

Данная модель электропривода лифта с перестраиваемой структурой позволяет реализовать как двигательный, так и генераторный режим работы лифта. Переключение при моделировании из двигательного режима работы в рекуперативный и обратно происходит в переходных режимах при скорости, превышающей либо меньше $0,6\Omega_{\text{ном}}$. Модель [3] дополнена блоками для расчета мощности на валу двигателя при работе в двигательном режиме и мощности, передаваемой валу двигателя грузом в кабине лифта при работе в рекуперативном режиме работы. Графики потребляемой мощности двигателем, мощности, передаваемой на вал двигателя нагрузкой в режиме рекуперативного торможения, тахограмма изменения его скорости и момента при переходе из двигательного режима работы в режим рекуперативного торможения и обратно при нагрузке, характерной для подъема незагруженной кабины лифта, представлены на рис. 1–4. На рис. 1 и 2

показаны эти графики при «короткой» поездке (подъем на три этажа), а на рис. 3 и 4 – при «длинной» (движение вверх на пять этажей). Скорость перемещения кабины номинальная.

На графике (см. рис. 1, а) показаны полученные при моделировании значения развиваемой мощности на валу двигателя при работе в двигательном режиме – моменты времени с 0 до 4,4 с и с 11,2 до 13,2 с; мощности, передаваемой на вал двигателя грузом кабины в режиме рекуперативного торможения, – моменты времени с 4,4 до 11,2 с.

Для «короткой» поездки «вверх» в табл. 2 и 3 представлены полученные при обработке графиков (см. рис. 1 и 2) итоговые расчетные значения энергии, потребляемой при работе в двигательном режиме работы и в режиме рекуперативного торможения, а также средней мощности за поездку. Для оценки энергии, возвращаемой двигателем в рекуперативном режиме, учитывались только потери в меди статора СДПМ [4].

Аналогичные итоговые расчетные значения энергии и средней мощности, полученные при обработке графиков

(см. рис. 3 и 4), но для «длинной» поездки «вверх», представлены в табл. 4 и 5.

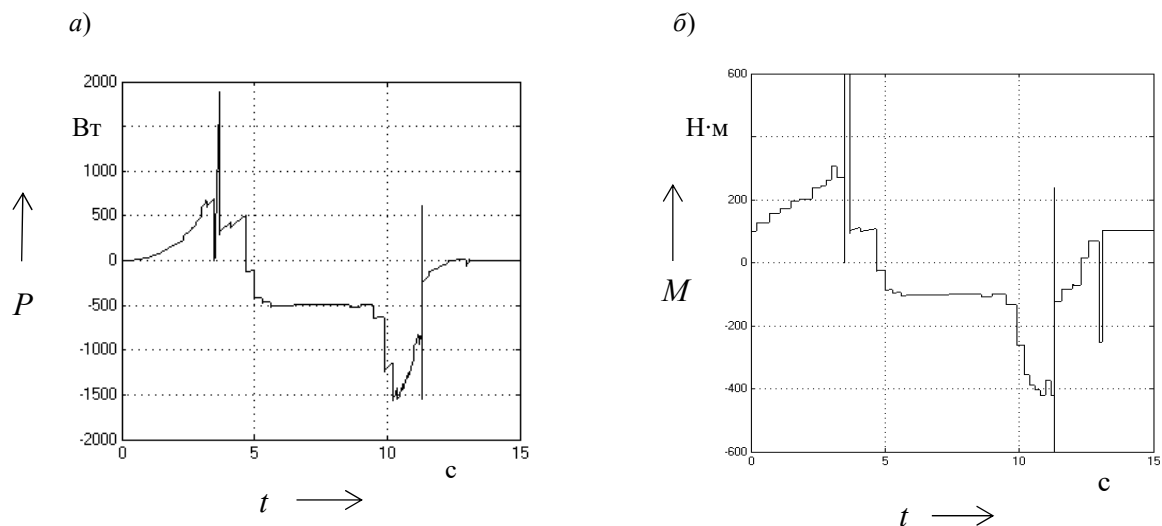


Рис. 1. Расчетные графики мощности (а) и момента (б) при «короткой» поездке

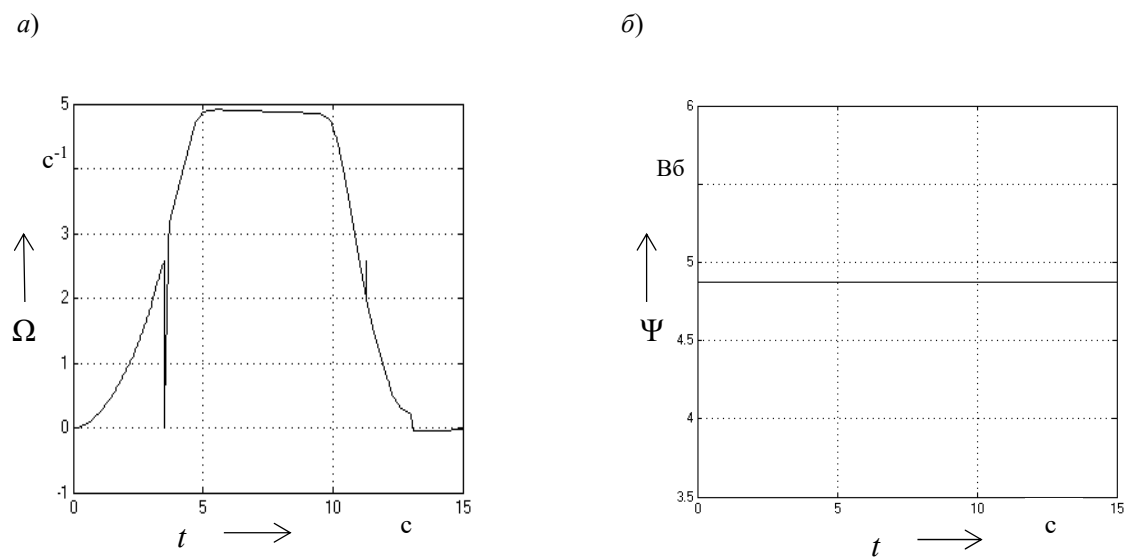


Рис. 2. Графики: тахограммы скорости (а) и потока двигателя (б)

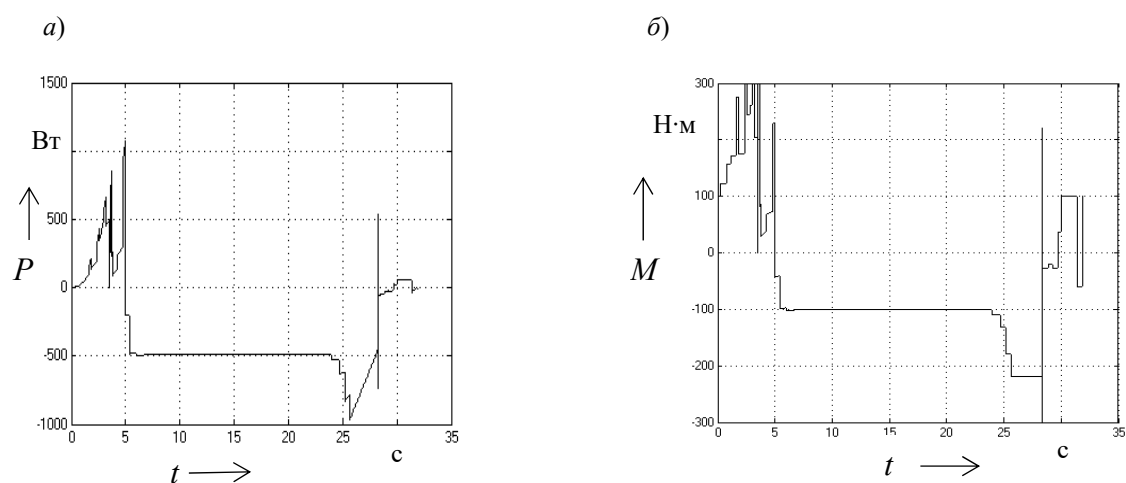


Рис. 3. Расчетные графики мощности (а) и момента (б) при «длинной» поездке

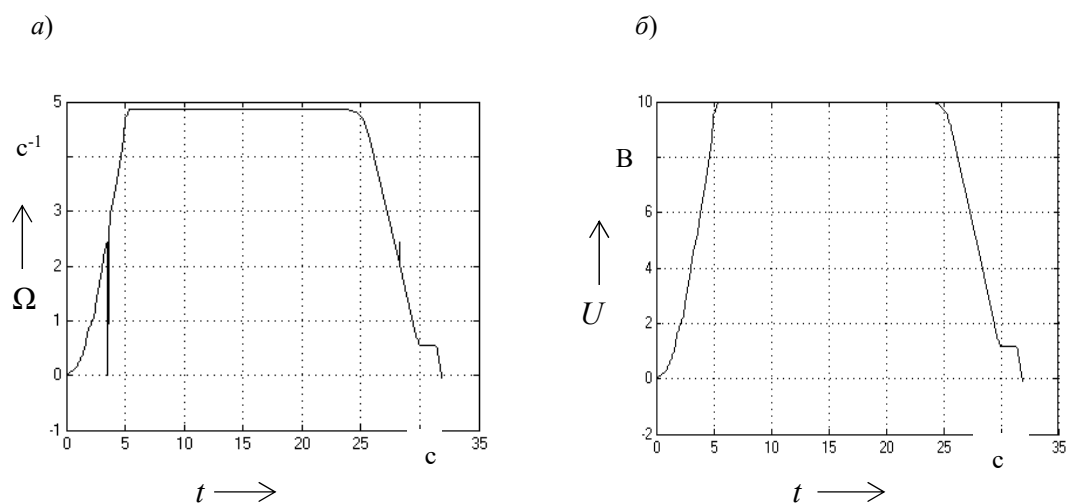


Рис. 4. Графики при «длинной» поездке: тахограмма скорости двигателя (а); тахограмма задания скорости (б)

Табл. 2. Энергия и средняя мощность на валу двигателя при «короткой» поездке с $\Omega_{\text{ном}}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $\Omega_{\text{ном}}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь цикл	Средняя мощность за весь цикл
818,2 Дж	-3422,4 Дж	-2604,2 Дж	-197,3 Вт

Табл. 3. Энергия, потребляемая, отдаваемая двигателем (с учетом потерь в двигателе), и средняя мощность при «короткой» поездке с $\Omega_{ном}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $\Omega_{ном}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь цикл	Средняя мощность за весь цикл
818,2 Дж	-3377,8 Дж	-2559,6 Дж	-193,9 Вт

Табл. 4. Энергия и средняя мощность на валу двигателя при «длинной» поездке с $\Omega_{ном}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $\Omega_{ном}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь цикл	Средняя мощность за весь цикл
836,6 Дж	-11698,85 Дж	-10862,25 Дж	-339,4 Вт

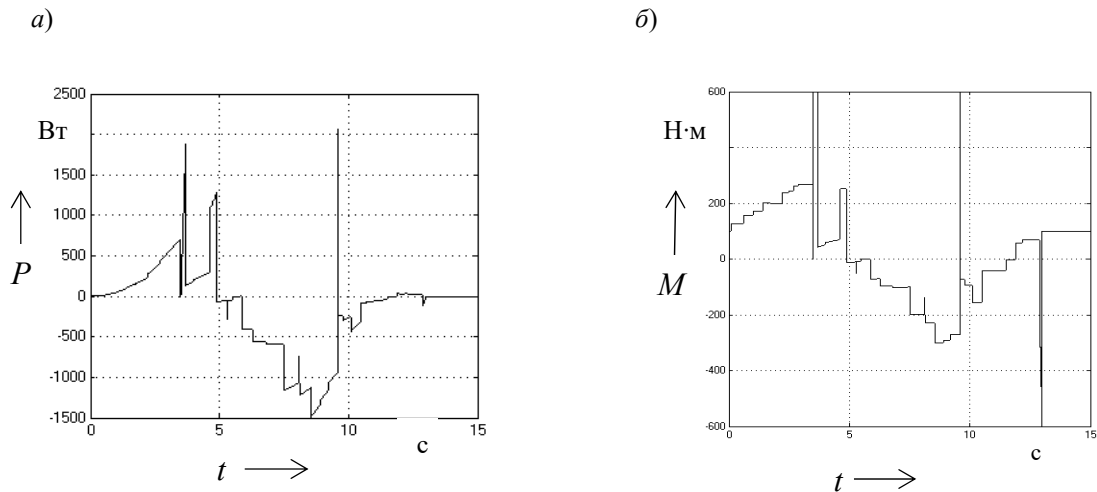
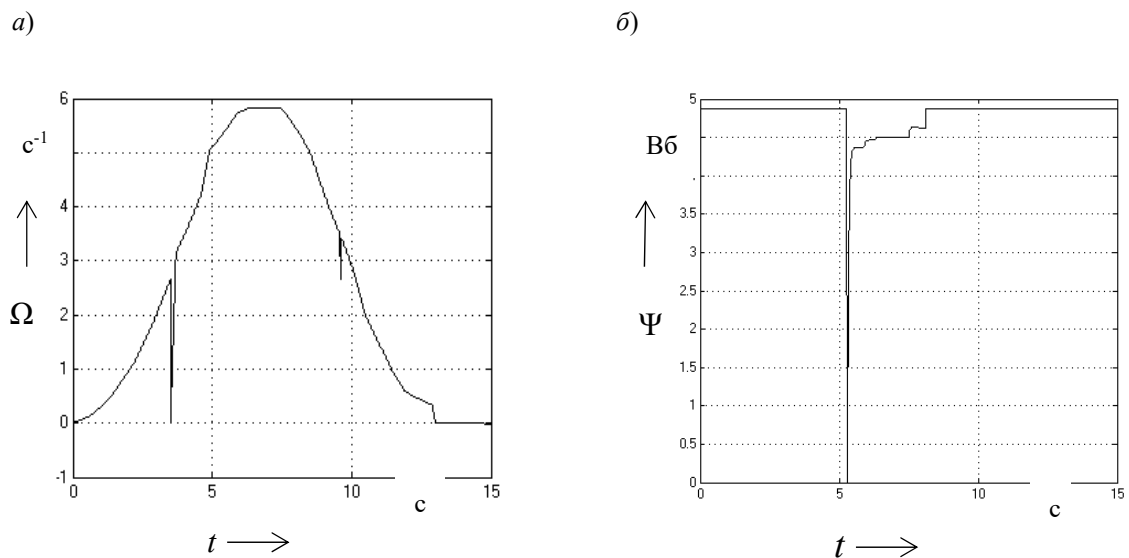
Табл. 5. Энергия, потребляемая, отдаваемая двигателем (с учетом потерь в двигателе), и средняя мощность при «длинной» поездке с $\Omega_{ном}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $\Omega_{ном}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь цикл	Средняя мощность за весь цикл
836,6 Дж	-11415,45 Дж	-10578,85 Дж	-330,6 Вт

Энергия, сообщаемая валу двигателя от перемещения груза в рекуперативном режиме, зависит и от скорости его перемещения. Увеличение номинальной скорости используемого при моделировании СДПМ в режиме рекуперативного торможения возможно за счет ослабления потока двигателя [4]. В приводах лифтов это обеспечивает увеличение номинальной скорости перемещения кабины лифта в режиме рекуперативного торможения. Применяемая модель позволяет моделировать такой режим работы при неуравновешенной нагрузке, характерной для подъема незагруженной кабины лифта, например, при увеличении скорости двигателя на 20 %, что соответствует работе используемого двигателя с перегрузкой по току не выше допустимой (ток $I_{осл.пот}$ в табл. 1). Для этого режима работы при «короткой» поездке соответствующие графики представлены на рис. 5 и 6, а итоговые расчетные значения энергии

и средней мощности – в табл. 6 и 7. Для «длинной» поездки аналогичные графики приведены на рис. 7 и 8, а итоговые расчетные значения энергии и средней мощности – в табл. 8 и 9.

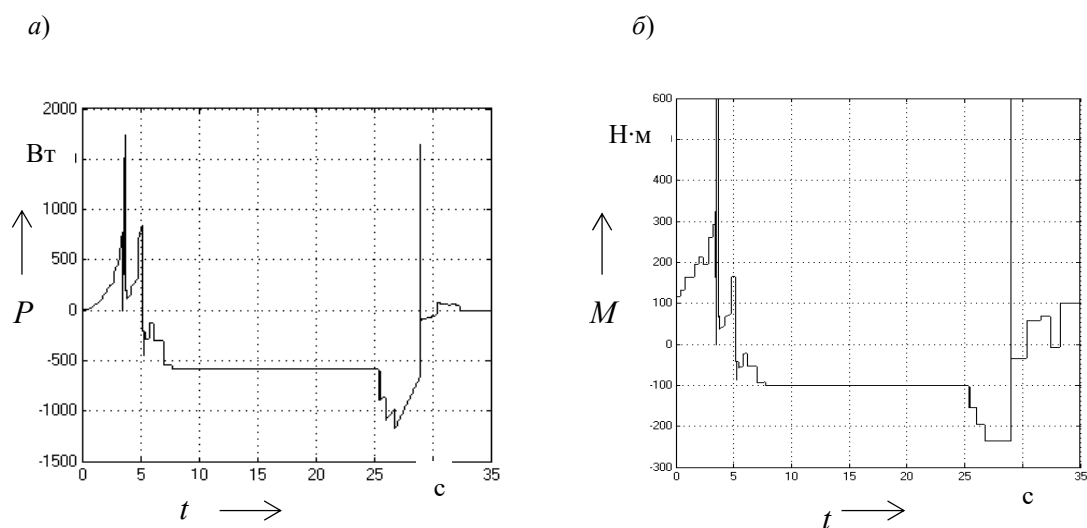
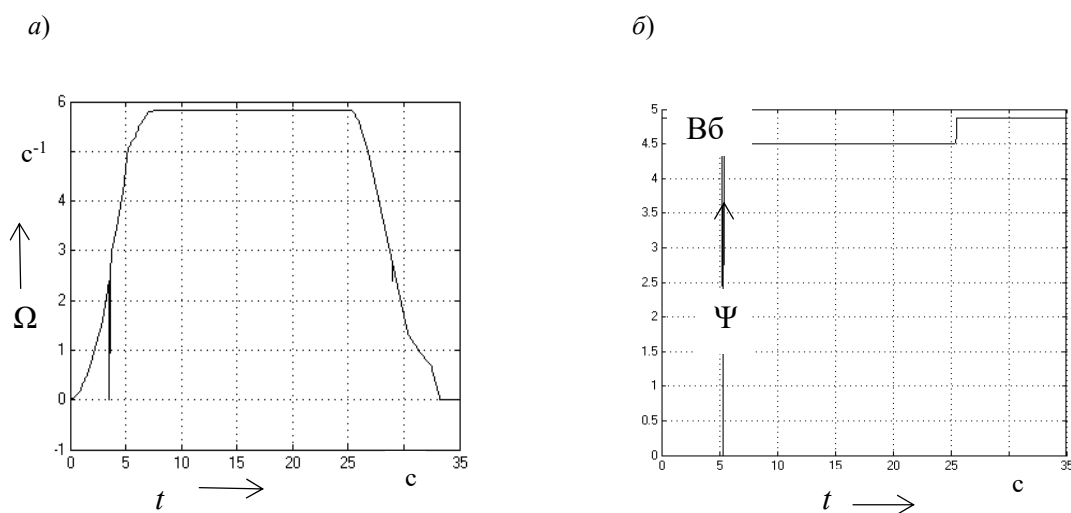
При «короткой» поездке увеличение номинальной скорости движения кабины в рекуперативном режиме работы позволяет увеличить расчетную энергию, сообщаемую валу двигателя грузом за поездку, на 40 %, но из-за существенно возросших потерь в СДПМ при реализации ослабления потока СДПМ это преимущество практически не используется и расчетная средняя мощность, отдаваемая СДПМ в сеть, уменьшается на 5 % по сравнению с поездкой с неизменной номинальной скоростью движения. В «длинной» поездке (см. рис. 7 и 8) двигатель привода лифта является генератором средней мощности, на 13 % большей по сравнению с поездкой при номинальной скорости.

Рис. 5. Расчетные графики мощности (а) и момента (б) при «короткой» поездке с $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$ Рис. 6. Графики при «короткой» поездке с $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$: тахограммы скорости (а) и потока двигателя (б)Табл. 6. Энергия и средняя мощность на валу двигателя при «короткой» поездке и $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $1,2\Omega_{\text{ном}}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь цикл	Средняя мощность за весь цикл
1104,9 Дж	-4706,5 Дж	-3601,6 Дж	-272,8 Вт

Табл. 7. Энергия, потребляемая и отдаваемая двигателем с учетом потерь в двигателе, и средняя мощность при «короткой» поездке с $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $1,2\Omega_{\text{ном}}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь подъем	Средняя мощность
1104,9 ж	-4641,1 Дж	-3536,2 Дж	-267,9 Вт

Рис. 7. Расчетные графики мощности (а) и момента (б) при «длинной» поездке с $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$ Рис. 8. Графики при «длинной» поездке с $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$: тахограммы скорости (а) и потока двигателя (б)Табл. 8. Энергия и средняя мощность на валу двигателя при «длинной» поездке и $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $1,2\Omega_{\text{ном}}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь подъем	Средняя мощность
462,7 Дж	-13873,4 Дж	-13410,7 Дж	-419,1 Вт

Табл. 9. Энергия, потребляемая и отдаваемая двигателем с учетом потерь в двигателе, и средняя мощность при «длинной» поездке и $\Omega = 1,2\Omega_{\text{ном}}$

Пуск и торможение (двигательный режим)	Пуск, движение кабины с $1,2\Omega_{\text{ном}}$, торможение (рекуперат. режим)	Энергия за весь подъем	Средняя мощность
462,7 Дж	-12698,6 Дж	-12235,9 Дж	-382,4 Вт

Полученные результаты при моделировании показывают, что во всех рассмотренных режимах в моделируемом электроприводе СДПМ за цикл работы в итоге является генератором энергии, а отдаваемая энергия может быть увеличена за счет увеличения скорости перемещения кабины лифта в рекуперативном режиме. Увеличение номинальной скорости движения кабины лифта в режиме рекуперативного торможения увеличивает мощность от груза на валу двигателя, но энергия, вырабатываемая двигателем в этом режиме, определяется потерями в двигателе. В рассматриваемом приводе в качестве двигателя использован СДПМ с поверхностным расположением магнитов на роторе. Режим ослабления магнитного потока в таком двигателе реализуется за счет существенного возрастания тока, что приводит к значительному росту потерь в двигателе. С учетом потерь в двигателе в режиме «короткой» поездки теряется дополнительная энергоэффективность рекуперативного режима, связанная с увеличением скорости. В «длинной» поездке реализуется данное преимущество в энергоэффективности, но время работы с током, превышающим номинальный, делает этот режим работы невозможным. Для использования преимуществ в энергоэффективности от увеличения номинальной скорости лифта в режиме рекуперативного торможения нужен другой тип двигателя, потери в котором при работе со скоростью выше номинальной меньше, например, асинхронный низкоскоростной лифтовый двигатель для безредукторной лифтовой лебедки [5].

Выводы

На основе модели регулируемого безредукторного электропривода переменного тока лифта с СДПМ с поверхностным расположением магнитов на роторе произведен расчет энергии, потребляемой и отдаваемой в рекуперативном режиме двигателем при нагрузке, характерной для подъема незагруженной кабины лифта. Выполнено моделирование для «короткой» и «длинной» поездки соответственно на три и пять этажей при номинальной и увеличенной на 20 % скорости перемещения кабины лифта и получаемой за счет уменьшения магнитного потока двигателя. Во всех рассмотренных режимах СДПМ за цикл работы в итоге является генератором энергии. Показано, что увеличение скорости перемещения кабины на 20 % приводит к увеличению энергии, передаваемой на вал двигателя грузом в рекуперативном режиме, на 40 %. С учетом потерь при ослаблении потока в используемом при моделировании СДПМ энергия, которую СДПМ может отдать в этом режиме в сеть при «короткой» поездке, меньше, чем при работе с постоянным потоком. «Длинная» поездка увеличивает в таком режиме энергоэффективность СДПМ, но невозможна из-за вероятности перегрева машины. Для использования преимуществ в энергоэффективности от увеличения номинальной скорости лифта при работе в рекуперативном режиме необходим двигатель с меньшими потерями при работе со скоростью выше номинальной по сравнению с СДПМ с поверхностным расположением магнитов, например, тихоходный лифтовый асинхронный двигатель или СДПМ, но со встроенными магнитами в ротор двигателя.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Коваль, А. С.** Электромеханическая система лифтов со скоростью до 2 м/с / А. С. Коваль, А. В. Шваяков // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2009. – № 4. – С. 113–120.
2. **Коваль, А. С.** К вопросу энергосбережения в электроприводе пассажирских лифтов с регулируемой номинальной скоростью движения кабины лифта / А. С. Коваль, А. И. Артеменко // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2018. – № 4. – С. 49–55.
3. **Коваль, А. С.** Моделирование двигательных и генераторных режимов работы безредукторного электропривода пассажирского лифта на базе СДПМ / А. С. Коваль, В. А. Яшин, А. И. Артеменко // Вестн. Белорус.-Рос. ун-та. – 2020. – № 1. – С. 86–93.
4. **Фираго, Б. И.** Теория электропривода / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. – Минск: Техноперспектива, 2007. – 585 с.
5. **Кругликов, О. В.** К вопросу повышения технического уровня привода безредукторных лебедок с высокомомментными асинхронными электродвигателями / О. В. Кругликов // Электротехника. – 2013. – № 3. – С. 28–32.

Статья сдана в редакцию 12 мая 2020 года

Александр Сергеевич Коваль, канд. техн. наук, доц., Белорусско-Российский университет.
Алексей Григорьевич Кондратенко, аспирант, Белорусско-Российский университет.

Aleksandr Sergeyevich Koval, PhD (Engineering), Associate Prof., Belarusian-Russian University.
Aleksey Grigoryevich Kondratenko, PhD student, Belarusian-Russian University.

ЭКОНОМИКА. ЭКОНОМИЧЕСКИЕ НАУКИ

УДК 139.137.2

Л. А. Климова

ОЦЕНКА КОНКУРЕНТНОГО ПОЛОЖЕНИЯ ИПУП АО «МУЛЬТИПАК» НА РЫНКЕ ПОЛИМЕРНЫХ ПЛЕНОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

UDC 139.137.2

L. A. Klimova

ASSESSMENT OF COMPETITIVE POSITION OF IPUP JSC «MULTIPAK» IN THE MARKET OF POLYMER FILM MATERIALS

Аннотация

Проведена оценка конкурентного положения иностранного производственного унитарного предприятия акционерного общества «Мультипак» на рынке полимерных пленочных материалов на основе модели пяти сил М. Портера. Проанализирована конкурентоспособность БОПС-пленки, выявлены ее преимущества по сравнению с другими полимерными материалами.

Ключевые слова:

конкуренция, конкурентные силы, угрозы, отрасль, конкурентоспособность, БОПС-пленка.

Annotation

The competitive position of the foreign production unitary enterprise «Multipak» joint stock company in the market of polymer film materials based on the five forces model Of M. Porter was evaluated, the competitiveness of BOPS-coating was analyzed, and its advantages compared to other polymer materials were revealed.

Keyword:

competition, competitive forces, threats, industry, competitiveness, BOPS-coating.

Иностранное производственное унитарное предприятие акционерного общества (ИПУП АО) «Мультипак» было образовано в январе 2001 г. Предприятие производит декоративные термоусадочные капсулы и провололочные стопоры (мюзле), предназначенные для стеклянных и пластиковых бутылок с различными напитками. С 2006 г. освоено производство биаксиально-ориентированной полистирольной (БОПС) пленки для гибкой упаковки широкого ассортимента

(общее и специальное назначение).

Производство БОПС-пленок является сложным технологическим процессом, требующим применения современного оборудования и материалов, которые поставляются от известных зарубежных производителей. Основная линия поставлена ведущим мировым производителем оборудования – немецкой компанией BRUCKNER (Германия), оборудование для резки пленки, переработки отходов и периферийное оборудование производства Kamprf, Erema.

На территории Республики Беларусь резидент СЭЗ «Гомель-Ратон» ИПУП АО «Мультипак» является единственным предприятием, изготавливающим БОПС-пленки для гибкой упаковки. На сегодняшний день аналогичные производства на территории Республики Беларусь и на территории стран-участников СНГ отсутствуют. Основной перспективой развития предприятия является увеличение объема выпуска, расширение ассортимента, освоение современных технологий.

Анализируемой отраслью является отрасль полимерных пленочных материалов и упаковки из них. Основные материалы, которые используются в отрасли, – полистирол (БОПС/ОПС), поливинилхлорид (ПВХ), полипропилен (ПП), полиэтилентерефталат (ПЭТ), ударопрочный полистирол (УПС). Отрасль характеризуется как быстрорастущая с объемом роста 10...15 % в год, с наличием большого количества мелких и средних компаний (около 60), производящих упаковку, и отсутствием местных производителей полимерных пленочных материалов БОПС, ОПС-материалов, которые являются основой отрасли.

Для анализа отрасли использована модель пяти конкурентных сил М. Портера [1, с. 38]. Результатом анализа является выявление остроты конкуренции внутри отрасли; возможность вхождения в отрасль новых производителей; изучение возможного влияния товаров-заменителей на продукты отрасли; рассмотрение других сил, которые в совокупности могут оказать влияние на прибыльность отрасли в целом и, соответственно, на прибыльность компаний, работающих в отрасли. Прибыльность отрасли рассматривается как результат конкурентного давления из пяти источников.

1 Угроза со стороны товаров-заменителей.

Максимальная цена, которую потребители готовы заплатить за продукт,

частично зависит от присутствия на рынке товаров-заменителей. Существование близких к продукту товаров-заменителей означает, что потребители смогут переключаться на заменитель всякий раз, когда цена на продукт будет завышена, т. е. спрос будет эластичным по цене. Для анализа использования БОПС по отношению к другим материалам необходимо сравнить его цены и основные физические свойства с ценами и физическими свойствами товаров-заменителей. Для этого проведем сравнительную характеристику всех используемых материалов (табл. 1).

Для примера рассмотрим сравнительные характеристики биаксиально-ориентированных пленок из полистирола (БОПС) и полипропиленовых пленок (ПП). При более низкой плотности ($0,9 \text{ г/см}^3$ для ПП и $1,39 \text{ г/см}^3$ для БОПС) полипропиленовая пленка имеет соответственно большую площадь на 1 кг веса при одинаковой толщине 250 мкм по сравнению с БОПС ($4,4 \text{ м}^2$ для ПП и $3,8 \text{ м}^2$ для БОПС) и при соответствующих ценах 1,55 и 1,39 евро за кг стоимость 1 м^2 полипропиленовой пленки составляет 1,35 евро и БОПС-пленки 1,36 евро, что на 4,6 % выше. Далее ведется перерасчет стоимости в соответствии с показателем жесткости пленки, который важен для упаковочных контейнеров. Так, при толщине полипропиленовой пленки 333 мкм и толщине 230 мкм БОПС они имеют одинаковый показатель жесткости. Исходя из цены за 1 м^2 пленок, цены отходов, используемых при производстве пленок в количестве 20 %, и толщин пленок при равной жесткости, цена полипропиленовой пленки для изготовления 1000 контейнеров составляет 20 евро, а цена пленки БОПС для такого же количества контейнеров – 15 евро, что на 25,1 % ниже. Цена остальных материалов, приведенных в табл. 1, выше цены БОПС на величину от 6,7 % для ударопрочного полистирола УПС до 119,1 % для полиэтилентерефталат-гликоля (ПЭТГ).

Табл. 1. Экономическое сравнение товаров-заменителей БОПС-пленки

Тип полимера	ПВХ	АПЭТ	РПЭТ	УПС	НДПЭ	ПП	БОПС	ПЭТГ
1 Цена, евро/кг	1,40	1,51	1,22	1,28	1,37	1,55	1,39	2,38
2 Плотность, г/см ³	1,37	1,33	1,33	1,05	0,965	0,9	1,05	1,28
Эквивалентный индекс по толщине								
3 Площадь 1 кг пленки при толщине 250 мкм	2,90	3,0	3,0	3,8	4,1	4,4	3,8	3,1
4 Эквивалентный индекс толщины, %	100	103,0	103,0	130,5	142,0	152,2	130,5	107,0
5 Цена 1 м ²	0,48	0,50	0,41	0,34	0,33	0,35	0,36	0,76
6 Эквивалентный ценовой индекс толщины ПВХ, %	100	104,7	84,6	70,1	68,9	72,7	76,1	158,8
7 Эквивалентный ценовой индекс толщины АПЭТ, %	95,5	100	80,8	66,9	65,8	69,5	72,7	151,7
8 Эквивалентный ценовой индекс толщины РПЭТ, %	118,2	123,8	100	82,8	81,5	86,0	89,9	187,7
9 Эквивалентный ценовой индекс толщины УПС, %	142,7	149,4	120,7	100	98,4	103,8	108,6	226,7
10 Эквивалентный ценовой индекс толщины НДПЭ, %	145,1	151,9	122,7	101,7	100	105,5	110,4	230,4
11 Эквивалентный ценовой индекс толщины ПП, %	137,5	144,0	116,3	96,3	94,8	100	104,6	218,4
12 Эквивалентный ценовой индекс толщины БОПС, %	131,4	137,6	111,2	92,1	90,6	95,6	100	208,7
13 Эквивалентный ценовой индекс толщины ПЭТГ, %	63,0	65,9	53,3	44,1	43,4	45,8	47,9	100
Эквивалентный индекс по жесткости								
14 Эквивалентная толщина пленки при равной жесткости, мкм	250	238	238	265	350	333	230	250
15 Требуемая площадь пленки для изготовления 1 контейнера, м ²	0,0524	0,0524	0,0524	0,0524	0,0524	0,0524	0,0524	0,0524
16 Вес 1000 контейнеров, кг	17,9	16,6	16,6	14,6	17,7	15,7	12,7	16,8
17 Стоимость пленки для 1000 контейнеров, евро	25,1	25,0	20,2	18,7	24,2	24,3	17,6	39,9
18 Цена отходов пленки, евро/кг	0,13	0,27	0,27	0,36	0,27	0,18	0,36	0,27
19 Цена 1000 контейнеров с учетом возврата 20 % отходов, евро	20,6	20,9	17,0	16,0	20,4	20,0	15,0	32,8
20 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости ПВХ, %	100	101,6	82,9	77,7	99,0	97,3	72,8	159,6
21 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости АПЭТ, %	98,5	100	81,6	76,5	97,4	95,8	71,7	157,2
22 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости РПЭТ, %	120,6	122,5	100	93,7	119,4	117,4	87,9	192,6
23 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости УПС, %	128,7	130,7	106,7	100	127,4	125,2	93,8	205,5
24 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости НДПЭ, %	101,1	102,6	83,8	78,5	100	98,3	73,6	161,3
25 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости ПП, %	102,8	104,4	85,2	79,9	101,7	100	74,9	164,1
26 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости БОПС, %	137,3	139,4	113,8	106,7	135,8	133,5	100	219,1
27 Эквивалентный ценовой индекс по жесткости ПЭТГ, %	62,6	63,6	51,9	48,7	62,0	60,9	45,6	100

Вывод: БОПС – самый перспективный материал для производства пластиковой упаковки за счет более низкой плотности, более высокой жесткости, прозрачности, более низкой цены и, соответственно, именно БОПС является товаром-заменителем для ПВХ, ПЕТ и полипропилена, что подтверждается данными, полученными от производителей.

2 Угроза со стороны потенциальных участников рынка.

Если в отрасли отдача на вложенный капитал превышает его стоимость, то такая отрасль притягивает потенциальных участников, и если не существуют (или сняты) препятствия для входа на этот рынок новых конкурентов, то уровень прибыльности отрасли снижается (или резко падает). Исследования таких ученых, как Бейн (Bain) и Манн (Mann), показывают, что более высокий уровень прибыльности достигается в отраслях с «высокими входными барьерами» по сравнению с отраслями, защищенными «низкими» и «умеренно низкими» барьерами. Для входа в существующую отрасль потенциальные конкуренты столкнутся со следующими проблемами:

1) *капиталовложения*. Их размер в развитие данного бизнеса оценивается в 15...20 млн евро. Необходимость таких серьезных капиталовложений для гарантированного входа на рынок ограничивает количество потенциальных претендентов только крупными компаниями и является высоким входным барьером в отрасль. Решения о подобных инвестициях принимаются очень взвешенно, при наличии всестороннего анализа рынка. Наличие официально опубликованной информации об ИПУП АО «Мультипак» по производству БОПС-пленки является также ощутимым барьером для входа в отрасль, так как объем производимой продукции покрывает более 80 % существующего рынка;

2) *преимущество в затратах*.

Условия ведения бизнеса в СЭЗ «Гомель-Ратон» предусматривают определенные льготы по налоговым и таможенным платежам для ИПУП АО «Мультипак». Производственное оборудование позволяет перерабатывать и повторно использовать до 50 % отходов без снижения качества готовой продукции. ИПУП АО «Мультипак» предлагает потребителям возврат образовавшихся при термоформовке отходов для переработки. Такой возможности у импортных поставщиков нет. Перечисленные факторы позволяют снизить затраты в себестоимости готовой продукции и предоставить дополнительный сервис для потребителей;

3) *дифференциация продукта*. Преимущественно рынок БОПС рассматривается как рынок сырья для производства пластиковой упаковки методом термоформования. Существуют другие области применения данного материала, но работа в этих областях требует от потенциальных инвесторов глубокого знания рынка и опыта работы на нем. Необходимость наличия компетенций и знаний в различных областях применения данного материала еще больше сужает количество потенциальных участников. Отсутствие знаний о дифференциации продукта сужает объем рынка БОПС до рынка термоформования, что в свою очередь делает этот бизнес менее привлекательным.

Вывод: отрасль имеет очень высокие барьеры на входе. ИПУП АО «Мультипак» обладает уникальным конкурентным преимуществом – является первым на рынке – а это один из основных ключевых факторов успеха.

3 Угроза со стороны конкурентов внутри отрасли.

Для большинства отраслей ключевым фактором, определяющим общее состояние конкуренции и средний уровень прибыльности, является соперничество конкурентов внутри отрасли.

Много фирм, поставляющих на рынок аналогичный продукт и не име-

ющих ограничений на вход или выход, составляют совершенную конкуренцию. Отрасли с такой отраслевой структурой характеризуются ожесточенным соперничеством, подстегивающим падение цен ниже себестоимости, при этом вся отрасль несет ощутимые потери.

Отдельные фирмы, защищенные барьерами от вторжения на рынок новых участников, образуют монополию, дуополию или олигополию. В отраслях с такими отраслевыми структурами ценовая конкуренция не так очевидна и соперничество базируется в основном на рекламе, инновации и других неценовых аспектах.

Для того чтобы определить уровень конкуренции внутри исследуемой отрасли, необходимо рассмотреть ее отраслевую структуру и другие факторы, имеющие на это влияние. На рынке БОПС в СНГ производители (конкуренты) отсутствуют. Из-за наличия «высоких барьеров» на входе в отрасль монополия может сохраниться в ближайшие 2–3 года. Дифференциация продукта возможна в нескольких направлениях. Рассматриваемая отрасль принадлежит монопольной отраслевой структуре. При рассмотрении (с точки зрения конкуренции) импортных производителей в качестве конкурентов внутри отрасли данную отрасль можно отнести к олигополю, так как общее количество иностранных компаний, присутствующих на рынке СНГ, не превышает десяти.

Вывод: оценивая внутреннюю конкуренцию, необходимо ориентироваться на ее олигополюсный характер, что подразумевает умеренную ценовую конкуренцию и соперничество в основном на неценовых аспектах, таких как сроки поставки и условия поставки, техническое сопровождение (консультирование), утилизация отходов и т. д.

4 Рыночная власть потребителей.

В процессе продажи товара важны следующие факторы, определяющие силу потребительского потенциала: це-

новая чувствительность потребителей и относительная рыночная власть.

Ценовая чувствительность потребителей. Степень чувствительности потребителей к цене, по которой они готовы приобретать товар, зависит от следующих основных факторов:

- чем более существенна доля приобретаемого товара в общей структуре затрат потребителя, тем более чувствительным он будет к цене;
- чем интенсивнее конкуренция среди потребителей, тем сильнее их давление на своих поставщиков с целью снизить закупочную цену;
- чем значительнее роль продукта в формировании качества конечного товара, тем менее чувствительны потребители к запрашиваемой за продукт цене;
- чем доступнее товар для потребителя, тем более чувствительным он будет к цене.

Таким образом, ценовая чувствительность потребителей к цене на поставляемое сырье будет довольно высокой в связи с тем, что доля БОПС в структуре затрат потребителей составляет около 50 %. Однако доступность данного материала на рынке, его главенствующая роль в качестве конечного продукта и невысокая доля пластиковой упаковки в структуре затрат конечных потребителей позволят регулировать цены на производимый товар в размерах колебаний цен на сырьевые материалы.

Относительная рыночная власть. Рыночная власть, в конечном итоге, базируется на отказе одной из сторон участвовать в сделке. Ключевой вопрос заключается в величине издержек, которую каждая из сторон в состоянии понести от несостоявшейся сделки. Рыночную власть потребителей относительно продавцов определяют следующие факторы:

- 1) размер и концентрация потребителей относительно поставщиков. Чем меньше потребителей на рынке и чем

масштабней их закупки, тем большую ценность они представляют для производителя, а значит, для него существует больший риск при потере хотя бы одного из них. Размер компаний потребителей БОПС (крупнейшие потребляют 500...2 500 тыс. т/год) значительно ниже размера производителей пленок. Концентрация термоформовщиков (более 60 компаний) относительно производителей БОПС очень высокая;

2) способность к вертикальной интеграции. При отказе одной из сторон участвовать в сделке другая сторона вместо поиска альтернативного поставщика или покупателя может решиться на самостоятельное изготовление или продвижение своего товара. Высокий барьер на входе, а также небольшой размер потребителей БОПС-пленок сводят возможность вертикальной интеграции к нулю.

Вывод: рыночная власть производителей значительно выше власти потребителей, так как их размеры в несколько раз больше, концентрация потребителей превышает концентрацию производителей БОПС и вертикальная интеграция практически невозможна.

5 Рыночная власть поставщиков.

Рассматривая рыночную власть поставщиков, анализируются те же факторы, что и при анализе рыночной власти потребителей:

1) ценовая чувствительность поставщиков. Доля сырья в структуре затрат при производстве БОПС-пленок составляет до 80 % и, следовательно, ценовая чувствительность производителей пленок достаточно высока по отношению к поставщикам. С другой стороны, среди производителей БОПС существует достаточно жесткая конкуренция и влияние потребителей на поставщиков значительно влияет на формирование цены;

2) относительная рыночная власть. Количество производителей полистирольного сырья на территории СНГ – 6,

в Западной Европе – 5. Производителей полистирольной пленки в Западной Европе – 6, в СНГ ИПУП АО «Мультипак» является единственным производителем. Объемы потребления полистирола для его производства составляют 20...30 % от объема производства полистирола поставщиками сырья и последние заинтересованы в сотрудничестве с таким крупным потребителем.

Вывод: ИПУП АО «Мультипак» является достаточно крупным потребителем и сможет оказывать давление на поставщиков сырья, формируя более выгодные для себя условия поставки.

Итоги анализа отрасли.

БОПС-пленка является самым перспективным материалом для производства пластиковой упаковки методом термоформовки за счет более низкой плотности, высокой жесткости, прозрачности.

Отрасль имеет очень высокие барьеры на входе, что говорит о потенциально высокой доходности бизнеса и об отсутствии новых конкурентов в течение ближайших лет. Учитывая олигопольный характер конкуренции внутри отрасли, можно рассчитывать на невысокий уровень конкуренции, главным образом за счет неценовых факторов. Основной угрозой снижения доходности может служить противодействие существующих импортеров.

Рыночная власть потребителей БОПС-пленок незначительна, учитывая их небольшие размеры и высокую степень концентрации.

Рыночная власть поставщиков сырья относительно невысока, так как ИПУП АО «Мультипак» является довольно крупным покупателем и в связи с высокой внутренней конкуренцией между производителями может получить более выгодные условия по поставкам сырья.

Таким образом, данная отрасль является привлекательной для дальнейших инвестиций и расширения объе-

мов производства.

Количество мировых производителей БОПС-ленты достигает 32, на их

площадях расположено 47 производственных линий (табл. 2).

Табл. 2. Региональная структура мирового производства БОПС-пленок

Регион	Количество компаний	Количество линий	Объемы производства БОПС, тыс. т/год
Европа	6	7	65
Китай	3	4	66
США/Канада	12	21	230
Тайвань	1	1	15
Южная Америка	3	3	34
Япония	7	11	150
Итого	32	47	360

В среднем производственная мощность одной линии составляет 12 тыс. т/год. На данный момент Россия и страны СНГ двухосноориентированного полистирола не произво-

дят.

Из 20 тыс. т БОПС-пленок, используемых для термоформовки в СНГ, основные объемы поставляются компаниями, представленными в табл. 3.

Табл. 3. Поставщики БОПС-пленки в СНГ

Производитель сырья (БОПС-лента)	Дистрибьютор	Объем, т/год
Kama Europe		6 800
Glasspack		1 550
DFI Europe		1 050
Shenzhen Winko Science & Technology Chemical	«Фуд-пластик Групп»	2 350
Amprica		750
Всего		12 500

Единственный дистрибьютор БОПС в России – «Фуд-пластик Групп» – занимается поставкой БОПС-пленки для термоформовки. Компания является официальным представителем фирмы Shenzhen Winko Science & Technology Chemical (КНР) – крупнейшего производителя двухосноориентированной полистирольной ленты в Азии.

Следует отметить, что цена на продукцию напрямую зависит от стоимости сырьевых материалов, которая имеет как сезонные колебания в течение года, так и циклические изменения с периодом в несколько лет.

Цены на БОПС-пленку импортного производства представлены в табл. 4.

Табл. 4. Цены на БОПС-пленку импортного производства

Компания	Цена, евро/кг, на условиях EXW	Стоимость транспорта, евро/кг	Цена, евро/кг, на условиях DDU Москва	Таможенные пошлины, евро/кг	Всего цена за 1 кг, евро (без НДС)
Glasspack	1,40	0,16	1,56	0,14	1,70
Kama	1,23	0,14	1,37	0,12	1,49
DSK Polypack	1,40	0,14	1,54	0,14	1,68
Amprica	1,53	0,16	1,69	0,15	1,84
Haiqioplastics	1,16	0,19	1,35	0,10	1,45
Winko	1,13	0,19	1,32	0,10	1,42
Ningbo	1,15	0,19	1,34	0,10	1,44
Zhao Yangoing	1,15	0,19	1,34	0,15	1,49

Вывод: БОПС-пленка ИПУП АО «Мультипак» имеет самую конкурентоспособную цену, при этом предприятие является единственным ее производителем в странах СНГ.

Таким образом, у предприятия на отечественном рынке и рынке стран СНГ нет отечественных конкурентов-производителей полимерных пленочных материалов, а цены импортеров значительно выше. Но это не дает основания считать предприятие более конкурентоспособным, так как на рынке присутствуют производители товаров-заменителей, поэтому необходимо оценить конкурентоспособность самого товара (БОПС-пленки).

Основными «конкурентами»

БОПС-пленки, в которой применяется такой материал, как полистирол, являются пленки с применением поливинилхлорида, полиэтилентерефталата и полипропилена. Рассмотрим сравнительную характеристику пленок из поливинилхлорида (ПВХ), полиэтилентерефталата (АПЭТ), полистирола (ПП) по следующим параметрам: плотность, укрываемость, глянец, прозрачность, экологичность, механические характеристики.

В табл. 5 приведены сравнительные характеристики пленок из материалов, применяемых для термоформования (толщина для сравнения принята равной 500 мкм).

Табл. 5. Сравнительная характеристика пленок

Свойство	ПВХ	АПЭТ	БОПС	ПП
Плотность, г/см ³	1,37	1,33	1,05	0,90
Укрываемость, см ² /г	14,1	14,7	19,1	22,0
Глянец	Хороший	Хороший	Высокий	Хороший
Прозрачность	Высокая	Удовлетворительная	Высокая	Удовлетворительная
Экологичность	Неудовлетворительная	Хорошая	Хорошая	Хорошая
Механические характеристики	Высокие	Высокие	Высокие	Низкие

Из таблицы видно, что более высокие экономические показатели (укрываемость), по сравнению с БОПС, имеют листы из неориентированного полипропилена, однако он значительно уступает по показателям прозрачности, что является очень важным при изготовлении упаковочных контейнеров.

Для оценки конкурентоспособности БОПС-пленки воспользуемся методикой многомерного сравнительного анализа [2, с. 42]. Исходные данные для проведения анализа приведены в табл. 6.

Матрица стандартизированных коэффициентов x_{ij} представлены в табл. 7.

Табл. 6. Матрица исходных данных

Вид пленки	Плотность, г/см ³	Площадь 1 кг пленки	Толщина пленки, мкм	Вес 1000 контейнеров, кг	Цена, евро/кг	Цена 1 м ²
	1	2	3	4	5	6
БОПС	1,05	3,8	230	12,7	1,39	0,35
ПВХ	1,37	2,9	250	17,9	1,40	0,48
АПЭТ	1,33	3,0	238	16,6	1,51	0,50
ПП	0,9	4,4	333	15,7	1,55	0,36

Табл. 7. Матрица стандартизированных коэффициентов

Вид пленки	Показатель					
	1	2	3	4	5	6
БОПС	0,83	0,69	1	1	1	1
ПВХ	0,48	1	0,91	0,59	0,99	0,63
АПЭТ	0,52	0,97	0,97	0,69	0,91	0,57
ПП	1	0,48	0,55	0,76	0,88	0,97

Расчет рейтинговых оценок осуществляется по формуле

$$R_j = K_1 \cdot x_{1j}^2 + K_2 \cdot x_{2j}^2 + \dots + K_n \cdot x_{nj}^2,$$

где $x_{1j}, x_{2j}, \dots, x_{nj}$ – стандартизированные

коэффициенты; $K_1, K_2, \dots, K_n$ – весовые коэффициенты i -го показателя.

Результаты расчетов рейтинговых оценок сведены в табл. 8.

Табл. 8. Результаты сравнительной рейтинговой оценки продукции

Вид пленки	Показатель						R_j	Место
	1	2	3	4	5	6		
БОПС	0,6889	0,4761	1	1	1	1	5,1650	I
ПВХ	0,2304	1	0,8281	0,3481	0,9801	0,3969	3,7836	IV
АПЭТ	0,2704	0,9409	0,9409	0,4761	0,8464	0,3249	3,7996	III
ПП	1	0,2304	0,3025	0,5776	0,7744	0,9409	3,8258	II

По результатам многомерного сравнительного анализа первое место занимает БОПС-пленка, которая значительно превосходит конкурентов по основным показателям.

Преимущества применения БОПС, позволяющие превосходить продукцию конкурентов (производителей пленок из полиэтилентерефталата, полистирола и поливинилхлорида):

- меньшая плотность и, соответственно, более высокая укрываемость по сравнению с листами из поливинилхлорида и полиэтилентерефталата;
- более высокая прозрачность, хорошая видимость содержания контейнера;
- хорошие барьерные свойства, отсутствует проникновение внутрь контейнеров запаха;
- возможность применения «противозапотевающего» покрытия;
- высокий глянец, высокая жесткость, высокое сопротивление к разрыву и проколу (лист может быть согнут на 180 град без излома и потери жесткости);
- высокое сопротивление против царапания, долговечность;
- короткий цикл при термоформовании; применение силиконового покрытия облегчает термоформовку и последующую вырубку контейнера;
- абсолютная безопасность. Отсутствие запаха (очень низкое содержа-

ние мономера). Инертность по отношению ко многим жидким веществам: кислотам, щелочам, солям, мылам. Одобрен всеми мировыми организациями здравоохранения к контакту с пищевыми продуктами;

– легкая дальнейшая обработка. Легко рубится и режется традиционно используемым оборудованием. Легко печатается и декорируется на традиционном оборудовании: флексограф, шелкография, фотопечать, высокая печать, покрытие, ламинирование, металлизация;

– легкая вторичная переработка. Отходы производства перерабатываются и возвращаются обратно.

Основным же конкурентным преимуществом является более низкая цена БОПС-пленки по сравнению с пленками из других материалов.

Таким образом, БОПС – самый перспективный материал для производства пластиковой упаковки.

Несмотря на то, что на данный момент ИПУП АО «Мультипак» является лидером отечественного рынка и не имеет отечественных конкурентов, ему нельзя останавливаться на достигнутом уровне, так как в ближайшие годы в России будет запущено несколько производств БОПС-ленты, а значит, вся конкурентная борьба еще впереди.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Портер, М. Е.** Конкурентная стратегия: Методика анализа отраслей и конкурентов / М. Е. Портер. – 6-е изд. – Москва: Альпина Паблиш, 2016. – 453 с.
2. **Савицкая, Г. В.** Комплексный анализ хозяйственной деятельности предприятия: учебник / Г. В. Савицкая. – 7-е изд., перераб. и доп. – Москва: ИНФРА-М, 2020. – 608 с.

Статья сдана в редакцию 3 июня 2020 года

Любовь Анатольевна Климова, ведущий специалист группы сопровождения молодежных инновационных проектов, Белорусско-Российский университет. E-mail: lubavaklim@yandex.ru.

Lyubov Anatolyevna Klimova, leading specialist of the Support Group for Youth Innovation Projects, Belarusian-Russian University. E-mail: lubavaklim@yandex.ru.

ВЕСТНИК БЕЛОРУССКО-РОССИЙСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

№ 3(68) 2020

Ответственный за выпуск

И. В. Брискина

Оформление обложки

Е. С. Лустенкова

Дизайн и компьютерная верстка

Н. П. Полевничая

Адрес редакции: пр-т Мира, 43, Белорусско-Российский университет, корп. 1, комн. 331, 212000, г. Могилев. Телефон: 23-00-07, e-mail: bru@bru.mogilev.by.

Журнал «Вестник Белорусско-Российского университета» зарегистрирован в Министерстве информации Республики Беларусь. Свидетельство о государственной регистрации средства массовой информации № 1240 от 08.02.2010.

Подписано в печать 02.09.2020. Формат 60×84/8. Бумага офсетная. Печать офсетная. Гарнитура Таймс. Усл.-печ. л. 18,36. Уч.-изд. л. 9,75. Тираж 100 экз. Заказ 3986.

Отпечатано в унитарном полиграфическом коммунальном предприятии «Могилевская областная укрупненная типография имени Спиридона Соболя». ЛП 02330/23 от 30.12.2013. Ул. Первомайская, 70, 212030, г. Могилев.