

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ РОЛИКА РОЛЬГАНГА

АБСАДЫКОВ Б.Н.

E-mail: : b.absadykov@kbtu.kz

В работе предлагается конструкция быстросъемного ролика рольганга, в котором крутящий момент ролику передается от втулки подшипникового блока за счет трения-сцепления, и приводятся основные экспериментальные и расчетные зависимости фрикционной пары.

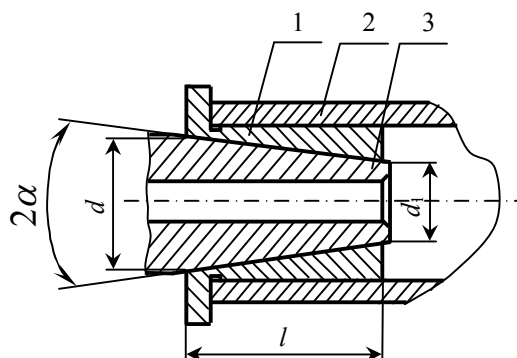
The design of a quick-detachable roller of allocating roller conveyer in which the twisting moment is transferred to a roller from the plug of bearing block by a friction-coupling is offered, and the basic experimental and settlement dependences of frictional pair are resulted in this work.

Отводящие рольганги являются сложными агрегатами. Однако имеется не много работ, посвященных их конструкциям, собственно роликам и их узлам. Практически все отводящие рольганги имеют индивидуальный привод роликов. С целью снижения массы рольганга и уменьшения мощности привода диаметр роликов принимают наименьшим исходя из условий обеспечения требуемой прочности. Несмотря на это, рольганги по-прежнему обладают большой металлоемкостью, невысокой надежностью, низкой ремонтпригодностью, что приводит к значительным их простоям и, соответственно, потере рабочего времени.

В работе [1] предлагается конструкция унифицированного рольганга, в котором крутящий момент ролику передается от втулки подшипникового блока за счет трения-сцепления. Однако в [1] не рассмотрено влияние твердости сопрягаемых материалов в схеме фрикционного соединения втулки и ролика. Кроме того, предложенная конструкция бочки ролика, из-за утолщенной средней части, и в зависимости от ее размеров, может иметь массу на 25-40 % большую, чем конструкция однородной цилиндрической бочки. В связи с тем, что предлагаемая в [1] конструкция ролика направлена на его быструю смену в результате износа бочки, то утолщенная ее середина функционально не оправдана. На качество транспортируемого листа существенное влияние оказывает состояние поверхности бочки, ее рельеф. Однородная утолщенная часть, лишь увеличивая значительно массу бочки, которая подвергается частой замене, в условиях массового изготовления роликов, приведет к неоправданному расходу металла.

Поэтому предлагается ролик, конструктивно имеющий постоянную цилиндрическую часть на всей длине бочки. Роль внутренних присоединительных элементов выполняют конические отверстия, выполненные в ступичных втулках.

В предлагаемой конструкции унифицированного рольганга передача крутящего момента от втулки подшипникового блока ролику происходит за счет проявления сил трения-сцепления. Следует иметь в виду, что с точки зрения механики, выходной вал подшипникового блока и ролик представляют собой фрикционную пару, в которой вал блока является ведущим звеном, а ролик – ведомым. Во фрикционной паре вращение передается силами трения, что, соответственно, вызывает износ контактирующих поверхностей. Как правило, во фрикционной паре сочетается несколько видов износа с преобладанием одного лимитирующего. Классификация особенностей видов износов, разработанная на основании металлографического, рентгеноструктурного, химического и термического исследований сущности явлений, протекающих в поверхностных слоях при трении и износе деталей машин, приведена в [2]. На рисунке 1 представлена схема фрикционного соединения, где d и d_1 – наибольший и наименьший диаметры конуса соответственно; l – длина конуса втулки; 2α – угол конуса.



1 – втулка; 2 – бочка ролика; 3 – выходной вал подшипникового блока

Рис. 1. Схема фрикционного соединения

Поскольку интенсивности протекания данных процессов способствует проскальзывание, принято решение увеличить коэффициент трения в данных фрикционных парах. Это возможно обеспечить силами упругих деформаций амортизирующих элементов, например, пружин, встроенных в подшипниковые модули.

Для обеспечения быстрого разбега соединения «ролик – втулка» возникает необходимость в определении главного параметра конического соединения – значения угла конуса 2α , исключающего самозаклинивание соединения. Угол конуса 2α зависит от трения между сопрягаемыми поверхностями, которое характеризуется коэффициентом сцепления f_c или углом сцепления $\Delta = \arctg(f_c) = \arctg(\alpha)$ [3].

Поэтому в работе, с целью получения более точных зависимостей трения сцепления при определении угла самоторможения α_c конуса для конкретно применяемого конструкционного материала, с учетом вида механической обработки, были проведены экспериментальные исследования по плану эксперимента.

В соответствии с поставленной целью, в качестве параметра оптимизации выступают соответствующие величины коэффициента сцепления f_c .

Для обеспечения самоторможения необходимо выполнение условия [4]:

$$\alpha \leq \arctg(f_c)$$

или

$$f_c < \tg \alpha$$

Априори известно, что на величину угла самоторможения конуса оказывают влияние шероховатость сопрягаемых поверхностей, их температура, твердость материала, из которого изготовлены контактирующие поверхности, способы обработки сопрягаемых поверхностей, наличие смазки между поверхностями контакта [5, 6].

При этом взаимосвязь отмеченных факторов можно выразить в виде следующей модели:

$$y = b_0 + \sum_{1 \leq i \leq 3} b_i \cdot x_i + \sum_{1 \leq i < j \leq 3} b_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + b_{123} \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3.$$

где y – соответствующая величина коэффициента сцепления f_c ; b_0 – среднее арифметическое значение параметра оптимизации; b_i – коэффициент регрессии, указывающий на силу влияния фактора; x_i и x_j – независимые переменные; b_{123} – эффект взаимодействия трех факторов.

В качестве независимых переменных были выбраны: шероховатость поверхности (X_1), температура поверхности (X_2), твердость материала (X_3). В рассматриваемой фрикционной паре наличие смазки между контактирующими поверхностями не предусматривается. Локальную область определения факторов установили из априорных соображений. Было решено варьировать каждый из факторов на двух уровнях. В таблице 1 представлены интервалы варьирования переменных с их значениями в натуральном масштабе на основном, верхнем и нижнем уровнях.

Таблица 1

Уровни факторов

Факторы	X_1 (Ra , мкм)	X_2 (θ , °С)	X_{31} (HB) Ст 20	X_{32} (HB) СЧ 18
Основной уровень (X_i)	6,56	135	185	205,5
Интервал варьирования (ΔX_i)	5,93	115	22	35,5
Верхний уровень ($x_i = 1$)	12,5	250	207	241
Нижний уровень ($x_i = -1$)	0,63	20	163	170

Между кодированными (x_i) и натуральными (X_i) значениями факторов имеются следующие соотношения:

$$x_1 = \frac{X_1 - 6,56}{5,93}; \quad x_2 = \frac{X_2 - 135}{115}; \quad x_{3_1} = \frac{X_3 - 185}{22}; \quad x_{3_2} = \frac{X_3 - 205,5}{35,5}. \quad (1)$$

Для получения возможно более полной информации об изучаемых зависимостях было решено воспользоваться полным факторным экспериментом 2^3 . В соответствии с выбранным планом было выполнено 8 опытов. Каждый опыт повторялся 3 раза. С целью уменьшения систематически действующих во время эксперимента неконтролируемых факторов, опыты проводились рандомизированно в лабораторных условиях на экспериментальной наклонной установке с одной рабочей гранью, аналогичной представленной в [1]. Исходя из имеющихся материалов, в качестве рабочих образцов использовались заготовки из стали 20 (ГОСТ 1050-74, твердость после термической обработки $HB \cdot 10^{-1} \leq 207$ МПа) и серого чугуна СЧ 18 (ГОСТ 1412-85, твердость $HB \cdot 10^{-1} \leq 241$ МПа) с учетом выбранного масштаба по отношению к ролику отводящего рольганга АО «АрселорМиттал Темиртау», массой 0,48 кг. Требуемый параметр шероховатости обеспечивался продольным фрезерованием и шлифованием на универсальном металлорежущем оборудовании.

Матрица планирования для стали Ст 20 и серого чугуна СЧ 18 в натуральном и кодовом масштабах представлена в таблице 2.

Таблица 2

Матрица планирования, Ст 20, СЧ 18

Номер опыта	Порядок реализации	Натуральный масштаб				Кодовый масштаб				y_{cp} (Ст 20)	y_{cp} (СЧ 18)
		Ra , мкм	θ , °С	HB , Ст 20	HB , СЧ 18	x_0	x_1	x_2	x_3		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	3	12,5	250	207	241	1	1	1	1	0,41	0,42
2	7	0,63	250	207	241	1	-1	1	1	0,67	0,70
3	5	12,5	20	207	241	1	1	-1	1	0,21	0,28
4	1	0,63	20	207	241	1	-1	-1	1	0,31	0,37
5	8	12,5	250	163	170	1	1	1	-1	0,38	0,44
6	2	0,63	250	163	170	1	-1	1	-1	0,62	0,64
7	4	12,5	20	163	170	1	1	-1	-1	0,22	0,31
8	6	0,63	20	163	170	1	-1	-1	-1	0,33	0,40

После проведения необходимых расчетов, проверки уравнения по критерию Стьюдента на адекватность, проверки значимости коэффициентов по критерию Фишера согласно методике, описанной в [7], получены следующие уравнения в кодированных значениях:

- для стали 20:

$$y_{Ст 20} = 0,39375 - 0,08875x_1 + 0,12625x_2 + - 0,03625x_1x_2 + 0,01375x_2x_3;$$

- для чугуна СЧ 18:

$$y_{СЧ 18} = 0,445 - 0,0825x_1 + 0,105x_2 - 0,0375x_1x_2 + 0,0125x_2x_3.$$

Согласно t -критерию данные уравнения являются адекватными на 5%-ом уровне.

При переходе от кодированных значений факторов к натуральным уравнения приняты следующий вид:

- для стали 20:

$$y_{Ст 20} = 0,4328 - 0,0078Ra + 0,0015\theta - 0,0007HB - 0,00005Ra \cdot \theta + 0,000005\theta \cdot HB;$$

- для чугуна СЧ 18:

$$y_{СЧ 18} = 0,4497 - 0,0065Ra + 0,0007\theta - 0,0004HB - 0,00005Ra \cdot \theta + 0,000003\theta \cdot HB.$$

Необходимо отметить, что в полученных зависимостях величины коэффициента сцепления от рассматриваемых факторов при использовании конкретных материалов в исследуемых режимах, наиболее сильное влияние имеет температура нагрева образцов: с повышением температуры увеличивается коэффициент сцепления. Увеличение шероховатости поверхности, наоборот, ведет к понижению коэффициента трения. Также с увеличением твердости материала наблюдается незначительное понижение коэффициента сцепления. Значение фактора твердости в уравнениях регрессии на порядок ниже значения фактора шероховатости. Наблюдаемый в этих же уравнениях эффект от парного взаимодействия шероховатости поверхности и температуры нагрева ведет к понижению коэффициента трения, а появление значимого коэффициента от твердости материала и температуры ведет к его увеличению. Однако влияние парных эффектов не столь велико по сравнению с влиянием температуры и качества поверхности.

В связи с отмеченным, для количественного выражения фрикционных характеристик контактирующих пар «сталь–сталь» (Ст 20 – Ст 20) и «сталь–чугун» (Ст 20 – СЧ 18) от качества поверхности и температуры нагрева, были проведены эксперименты по определению значения угла клина Δ , равного углу трения при сухом трении для всех пар заготовок с вышеуказанными параметрами шероховатости, обеспеченными обработкой фрезерованием и шлифованием. Причем, экспериментальные данные фрикционных характеристик сравнивались с расчетными показателями. Расхождение экспериментальных результатов и расчетных показателей составило 2–7 %, что вполне приемлемо для лабораторных исследований в лабораторных условиях.

Количественные выражения фрикционных характеристик пар «Ст 20 – Ст 20» и «Ст 20 – СЧ 18» в зависимости от конкретных значений параметра шероховатости Ra при температуре $\theta = +20^\circ\text{C}$ представлены в таблице 3, а зависимость коэффициента трения f от качества обработки поверхностей указанных пар – на рис. 2.

Количественные выражения фрикционных характеристик пар «Ст 20 – Ст 20» и «Ст 20 – СЧ 18» в диапазоне температур $\theta = +20 \div +250^\circ\text{C}$ даны в таблице 4; на рис. 3 показана зависимость коэффициента трения f от нагрева контактных поверхностей указанных пар в исследуемом диапазоне температур.

Таблица 3

Количественные выражения фрикционных характеристик пар «Ст 20 – Ст 20» и «Ст 20 – СЧ 18» при температуре $\theta = +20^\circ\text{C}$

Фрикционная пара	Параметр шероховатости Ra , мкм	Экспериментальные данные			Расчетные данные		
		Угол трения Δ , (°)	Коэффициент сцепления, f_c	Угол конуса 2α , (°)	Угол трения Δ , (°)	Коэффициент сцепления, f_c	Угол конуса 2α , (°)
Ст 20 – Ст 20	0,63	18°12'	0,33	36°24'	18°25'	0,333	36°50'
	1,25	18°12'	0,33	36°24'	18°9'	0,328	36°18'
	2,5	17°13'	0,31	34°26'	17°33'	0,317	35°6'
	6,3	16°12'	0,29	32°24'	15°48'	0,283	31°36'

	12,5	13°36'	0,24	27°12'	12°54'	0,229	25°48'
Ст 20 – Ст 18	0,63	20°6'	0,37	40°12'	20°42'	0,378	41°24'
	1,25	20°	0,36	40°	20°30'	0,373	41°
	2,5	20°	0,36	40°	19°54'	0,365	39°48'
	6,3	19°30'	0,35	39°	18°48'	0,340	37°36'
	12,5	15°48'	0,28	31°36'	16°42'	0,299	33°24'

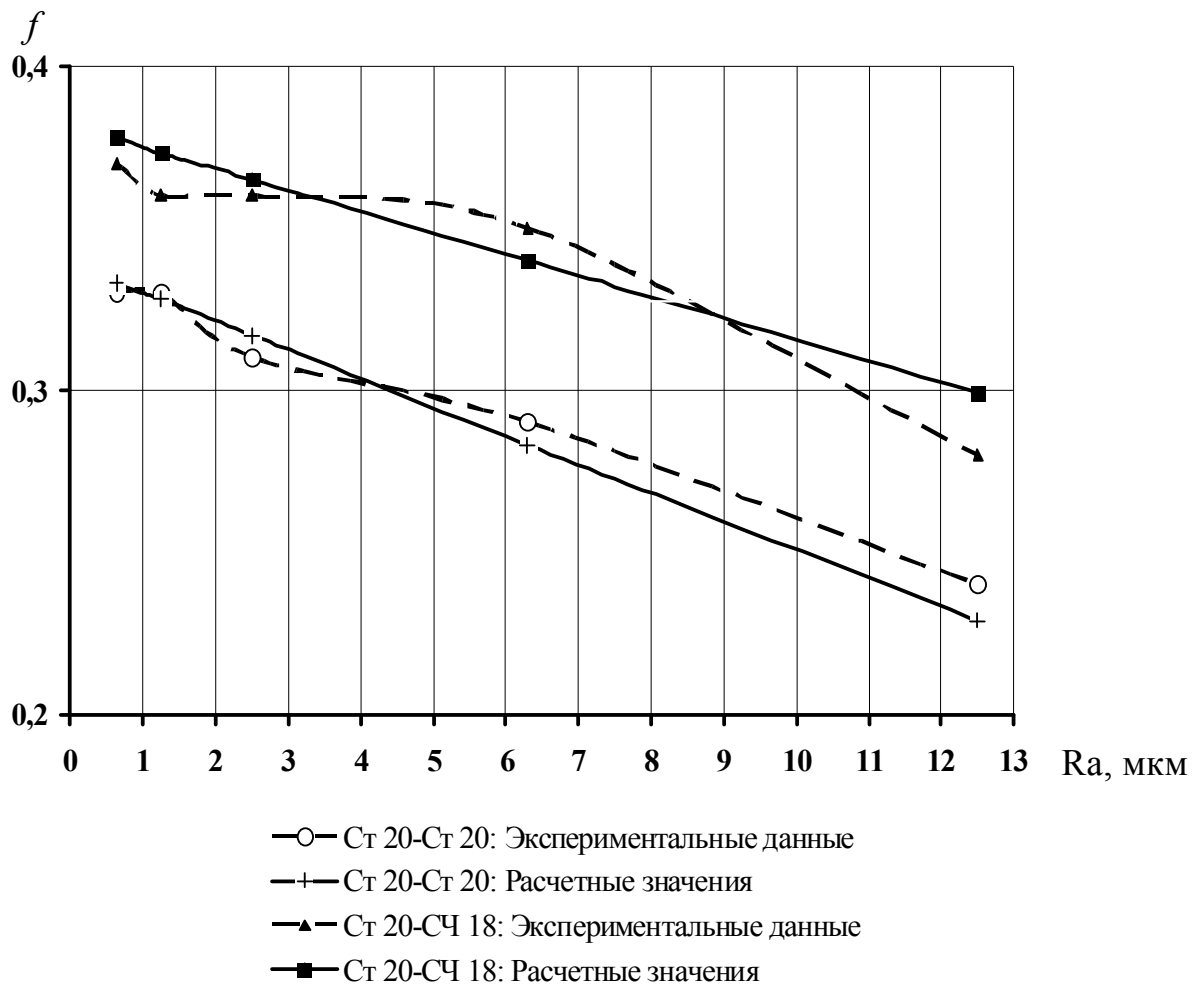


Рис. 2. – Зависимость коэффициента трения f от качества обработки поверхностей фрикционной пары «сталь-сталь» и «сталь-чугун»

Таблица 4

Количественные выражения фрикционных характеристик пар «Ст 20 – Ст 20» и «Ст 20 – Ст 18» в диапазоне температур $\theta = +20 \div +250^\circ\text{C}$

Фрикционная пара	Температура нагрева, $t, ^\circ\text{C}$	Экспериментальные данные			Расчетные данные		
		Угол трения $\Delta, (^\circ)$	Коэффициент сцепления, f_c	Угол конуса $2\alpha, (^\circ)$	Угол трения $\Delta, (^\circ)$	Коэффициент сцепления, f_c	Угол конуса $2\alpha, (^\circ)$
Ст 20 – Ст 18	20	16°12'	0,29	32°24'	15°48'	0,283	31°36'

	50	19°54'	0,36	39°48'	19°18'	0,350	38°36'
	100	25°36'	0,48	51°12'	24°42'	0,461	49°24'
	150	31°	0,60	62°	29°47'	0,572	59°34'
	200	35°48'	0,72	71°36'	34°18'	0,683	68°36'
	250	39°30'	0,83	79°	38°24'	0,794	76°48'
Ст 20 – СЧ 18	20	19°30'	0,35	39°	18°48'	0,340	37°36'
	50	19°54'	0,36	39°48'	20°12'	0,367	40°24'
	100	23°48'	0,44	47°36'	22°54'	0,423	45°48'
	150	27°6'	0,51	54°12'	25°33'	0,478	51°6'
	200	29°36'	0,57	59°12'	28°6'	0,534	56°12'
	250	32°	0,62	64°	30°30'	0,589	61°

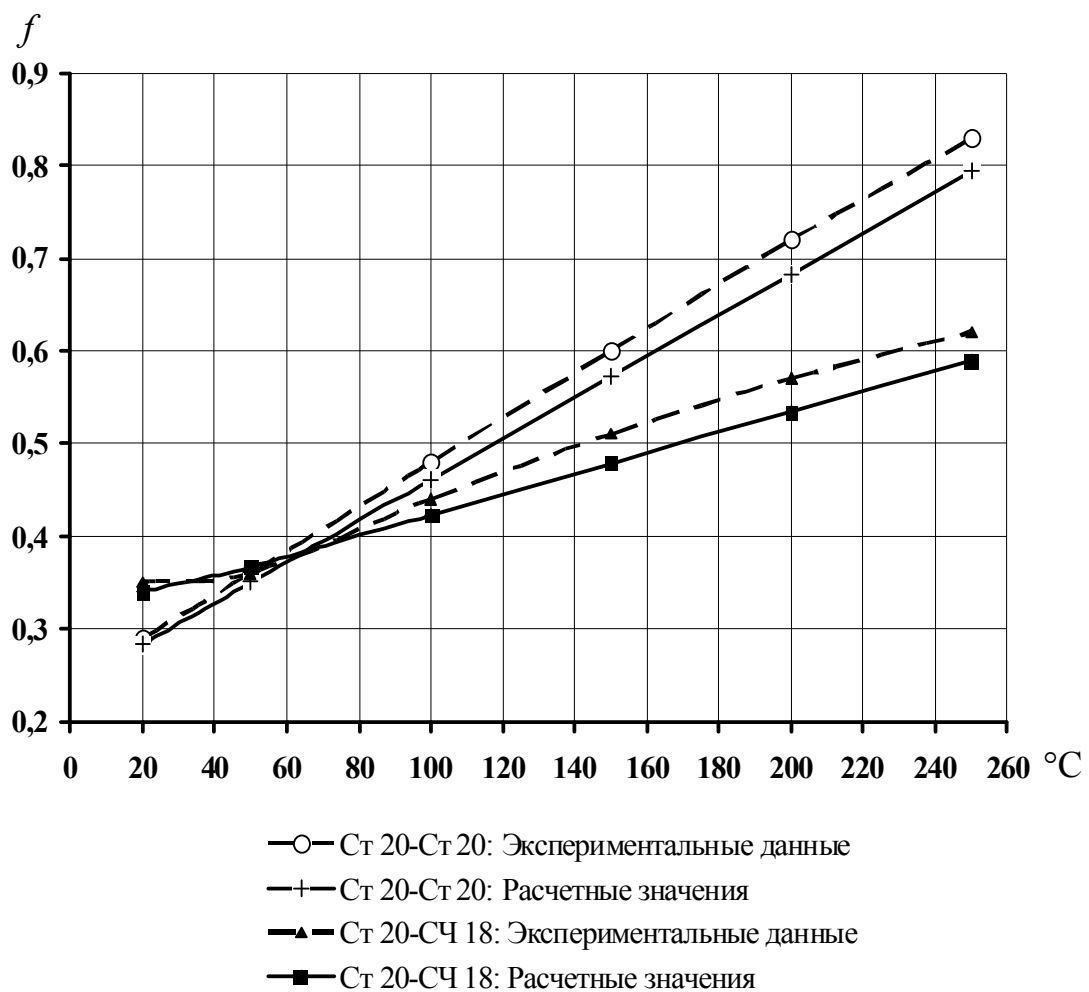


Рис. 3. – Зависимость коэффициента трения f от нагрева контактных поверхностей

Литература

1. Задорожный В.Д. Унифицированный транспортный рольганг повышенной ремонтпригодности с индивидуальным приводом. Автореферат канд. техн. наук. Магнитогорск, 2006. 20 с.
2. Костецкий Б.И. Сопротивление изнашиванию деталей машины. – М.: ГОСНТИ, 1959. 364 с.
3. Михин Н.М. Внешнее трение твердых тел. М.: Наука, 1977. 220 с.
4. Крагельский И.Г., Добычин М.Н., Камбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
5. Крагельский И.Г. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.
6. Воробьев Л.Н. Технология машиностроения и ремонт машин. М.: Высшая школа, 1981. 344 с.
7. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. М.: Машиностроение; София: Техника, 1980. 304 с.