



Рис. 2. Экспериментальный стенд

Литература

1. Каверзин, С.В. Обеспечение работоспособности гидравлического привода при низких температурах / С.В. Каверзин, В.П. Лебедев, Е.А. Сорокин. – Красноярск, 1998. – 240 с.
2. Каверзин, С.В. Каталитический теплообменник на тепловых трубах / С.В. Каверзин, Е.А. Сорокин, М.П. Хомутов // Вестн. Краснояр. гос. техн. ун-та. Машиностроение. – Красноярск, 2000. – Вып. 18.



УДК 667.637.2:621.7.029

С.И. Торопынин, А.Ю. Селин

КОЭФФИЦИЕНТЫ И ПЛОЩАДИ ТРЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДИСКОВ ФРИКЦИОНОВ ТРАКТОРОВ «КИРОВЕЦ»

На основании теории трения и изнашивания предложена методика и выполнены расчеты по определению номинальных, фактических и контурных площадей контакта. Номинальные давления на рабочие поверхности дисков определены расчетным путем на основании рабочих чертежей деталей и технических характеристик узла. Приведены контурные и фактические площади контактов, удельные давления и коэффициенты трения дисков при температуре выше 600°С.

Поверхности двух трущихся тел соприкасаются между собой лишь отдельными пятнами контакта, площадь которых очень мала и, соответственно, давления сжатия очень высоки. Так, например, даже при соприкосновении плиток Иогансона, являющихся эталоном точности изготовления, фактические пятна кон-

такта локализуются в отчетливо выраженные группы, занимающие 20...30% номинальной площади контакта [1]. Эти фактические площади контакта и передают все нагрузки между соприкасающимися поверхностями [2].

В теории трения и изнашивания площади контакта соприкасающихся поверхностей подразделяют на три вида:

A_a – номинальная площадь контакта, равная общей геометрической площади соприкасающихся тел;

A_f – фактическая площадь контакта (ФПК) – площадь соприкосновения двух отдельных выступов поверхностей деталей;

A_c – контурная площадь пятна контакта, площадь в которой распределены многочисленные ФПК.

Для определения значений площадей и удельных давлений на контурных и фактических площадках поверхностей трения дисков воспользуемся зависимостью, разработанной Н.Б. Демкиным [3].

$$A_c = A_a \cdot K_B \cdot K_\omega \left[\left(\frac{2R_B}{H_B} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot \theta \cdot P_a \right] \cdot \frac{v_\omega}{v_\omega + \delta}, \quad (1)$$

где A_c – общая площадь контурных площадок, мм;

A_a – номинальная площадь трения дисков, равна $211 \text{ см}^2 = 21100 \text{ мм}^2$;

K_B и u_ω – коэффициенты, зависящие от распределения волн по высоте, при контакте двух волнистых поверхностей $K_B=2,4$ и $u_\omega=3$ [3];

R_B – радиус кривизны волн, при чистовой обработке деталей плоским шлифованием радиус кривизны волн составляет 50 мм [4];

H_B – высота волн, которая после взаимной приработки плоских трущихся поверхностей равна 0,005 мм;

θ – упругая постоянная Кирхгофа (безразмерная величина);

P_a – номинальное давление на поверхностях трения, Па;

K_ω и δ – коэффициенты, учитывающие влияние шероховатости на деформацию волн.

Упругая постоянная Кирхгофа определяется по формуле

$$\theta = \frac{1 - \mu^2}{E}, \quad (2)$$

где μ – коэффициент Пуассона, для сталей равен 0,3;

E – модуль упругости, Па;

Для сталей, из которых изготовлены диски фрикционных, модули упругости равны: *Сталь 20* – 202 МПа (20,2 кгс/мм²) и *Сталь 65Г* – 210,9 МПа (21,093 кгс/мм²).

Упругие постоянные Кирхгофа для сталей, из которых изготавливаются диски трения фрикционных, составляют:

$$\text{Сталь 20} \quad \theta = \frac{1 - 0,09}{20,2} = 0,045;$$

$$\text{Сталь 65Г} \quad \theta = \frac{1 - 0,09}{21,093} = 0,043.$$

Номинальные давления на рабочие поверхности дисков определены расчетным путем на основании рабочих чертежей деталей и технических характеристик узла и приведены в таблице 1.

Таблица 1

Номинальное давление на диски фрикционных

Средний минимальный и средний максимальный коэффициенты трения μ_i	Номинальное давление, МПа (кгс/мм ²)	
	Первый ведущий диск, P_1	Последний ведущий диск, P_{12}
0,08	0,44 (0,044)	0,35 (0,035)
0,26	0,17 (0,017)	0,08 (0,008)

Для определения значений коэффициентов K_ω и δ известна таблица, которая дает их значения в зависимости от соотношений [3]

$$\frac{1}{\theta \cdot c \cdot \sigma_T} \text{ и } \frac{R_{\max}}{H_B}. \quad (3)$$

В этих соотношениях: σ_T – предел текучести металла, равный для *Стали 20* – 298 МПа (29,8 кгс/мм²) и для *Стали 65Г* – 440 МПа (44,0 кгс/мм²);

c – коэффициент упрочнения стали при наклепе, равный 3,0;

R_{max} – максимальная высота микронеровностей после приработки поверхностей, равная 0,005 мм [4].

После вычисления указанных выше соотношений по таблице определено, что для обоих марок сталей $K_w = 1,05$ и $\delta = 2,83$.

По формуле (1) определены контурные площади поверхностей дисков для первой P_1 и последней P_{12} пар трения для условий их изготовления из *Стали 20* и *Стали 65Г* и коэффициентах трения μ_1 , равных 0,08 и 0,26 соответственно.

Ниже приведен пример расчета контурных площадок и удельного давления для первой пары трения дисков из *Стали 20* и $\mu_1 = 0,08$.

$$A_{c1} = 21100 \cdot 2,4 \cdot 1,05 \left[\left(\frac{2 \cdot 50}{0,005} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot 0,045 \cdot 0,044 \right] \cdot \frac{3}{3 + 2,83} = 820 \text{ мм}^2$$

$$P_{c1} = \frac{P_{z1}}{A_c} = \frac{0,44 \cdot 211}{82} = 11,4 \text{ МПа (1,14 кгс / мм}^2\text{)}.$$

Из полученных результатов (табл. 2) следует, что величины суммарных контурных площадей и удельных давлений для обеих марок сталей практически не отличаются (разница около 1%). Уменьшение же этих площадей и давлений на двенадцатой паре трения относительно первой составляет при $\mu_1 = 0,08$ –12% и при $\mu_1 = 0,26$ –47%. Довольно существенно контурные площади и давления на них снижаются при повышении коэффициента трения μ_1 между дисками с 0,08 до 0,26. На первой паре трения (P_1) это снижение составляет 61% и на двенадцатой (P_{12}) – 105%.

Поле рассеивания отношений контурных площадей к номинальным $\frac{A_c}{A_a}$, определенное для первой P_1 и двенадцатой P_{12} пар трения, составляет 0,016...0,030. Установлено [3], что это отношение в общей практике машиностроения составляет 0,01...0,10. Нагруженность дисков во фрикционных в нашем случае находится вблизи нижнего допустимого предела. Полученные расчетным путем контурные и фактические площади контактов и другие показатели также приведены в таблице 2.

Значения сумм фактических контурных площадей на поверхностях трения дисков, удельные давления на них и диаметры единичных пятен контакта определены по формулам, разработанным Н.В. Крагельским [5]. Суммарные значения фактических площадей контакта и удельные давления на них определены по следующим формулам (пример для первой пары трения и материала дисков Сталь 20):

$$A_\tau = \frac{P_c \cdot A_c}{C \cdot \sigma_T} = \frac{1,14 \cdot 820}{3 \cdot 29,8} = 10,8 \text{ мм}^2.$$

$$P_\tau = \frac{A_c}{A_\tau} \cdot 10 \cdot P_c = \frac{820}{10,8} \cdot 10 \cdot 1,14 = 865 \text{ МПа (86,5 кгс / мм}^2\text{)}.$$

Диаметры фактических пятен контактов найдены из следующей зависимости [3].

$$d = 2\sqrt{2} \left(\frac{r \cdot R_{max}}{\vartheta} \cdot \varepsilon \right)^{0,5}, \quad (4)$$

где d – диаметр фактического пятна контакта, мм;

r – радиус кривизны вершин неровностей. Для плоского шлифования его рекомендуется брать равным 0,180 мм [4];

ϑ – параметр степенной аппроксимации кривой опорной поверхности, равный 1,95;

ε – относительное сближение дисков при сжатии в долях R_{max} . Рекомендуется определять по формуле

$$\varepsilon = \left(\frac{P_c}{c \cdot \sigma_T \cdot b} \right)^{\frac{1}{\vartheta}}.$$

В данном случае b – параметр кривой опорной поверхности, равный 0,9.

Для первой пары трения при $\mu_1 = 0,08$ и Стали 20:

$$\varepsilon_{p_1} = \left(\frac{1,14}{3 \cdot 28,8 \cdot 0,9} \right)^{\frac{1}{1,95}} = 0,116;$$

$$dp_1 = 2\sqrt{2} \left(\frac{0,180 \cdot 0,05}{1,95} \cdot 0,116 \right)^{0,5} = 0,02 \text{ мм.}$$

В период трогания трактора, преодоления препятствий происходит буксование фрикционов коробки перемены передач и нагрев дисков на участках трения до температур 500...600°C. При нагреве же деталей до указанных температур идет процесс рекристаллизации металла. При этом существенно изменяются его механические свойства – устраняется наклеп, уменьшаются временное сопротивление, предел текучести, износостойкость и повышается коэффициент трения. Изменяются также другие параметры процесса трения. Известно что, при повышении температуры только с 500 до 600°C предел текучести малоуглеродистых сталей уменьшается практически в 2 раза. Например, для Стали 20 – с 139 до 75 МПа (с 3,9 до 7,5 кгс/мм²), для Стали 45 – с 179 до 78 МПа (с 17,9 до 7,8 кгс/мм²).

Для определения коэффициентов трения воспользовались формулой, разработанной Н.В. Крагельским [5], которая может быть применима для расчетов при низких и высоких температурах нагрева металлов:

$$\mu = \frac{\tau_0}{c \cdot \sigma_T} + \beta + 0,52 \Delta^{0,5} \left(\frac{P_c}{c \cdot \sigma_T} \right)^{0,25}, \quad (5)$$

где τ_0 – сдвиговое сопротивление молекулярной связи, МПа (кгс/мм²). Для расчетов коэффициент при сухом трении принимается коэффициент 0,54 от предела текучести τ_T . При достаточной смазке τ_0 стремится к нулю и для металлов составляет один МПа (0,1 кгс/мм²);

c – безразмерный коэффициент упрочнения сталей при наклепе. При температурах нагрева до 600°C принимается равным 3,0, при более высоких температурах (по причине рекристаллизации металла) снижается до 1,0;

τ_T – предел текучести металла, который снижается с повышением температуры и находится по справочным таблицам [6];

β – коэффициент изменения молекулярной связи. При температурах ниже рекристаллизации этот коэффициент для сталей принимается 0,08. При повышении температуры до 1000°C он постепенно снижается в 4 раза. Для расчетов принимаем $\beta=0,04$;

Δ – безразмерный комплекс, характеризующий шероховатость поверхности, определяемый по формуле

$$\Delta = \frac{R_{\max}}{\tau \cdot b^{\frac{1}{v}}}.$$

Как показано ранее $R_{\max}=0,005$ мм, $r=0,180$;

b и v – коэффициенты кривой опорной поверхности, равные 0,9 и 1,95 соответственно.

Таким образом

$$\Delta = \frac{0,005}{0,180 \cdot 0,9^{\frac{1}{1,95}}} = 0,03.$$

По формуле (5) рассчитаны коэффициенты трения при температуре нагрева дисков, превышающей температуру рекристаллизации – 600°C. Ниже для примера приведем расчет коэффициента $\mu_{2(1)}$ для первой пары трения:

$$\mu_{2(1)} = \frac{4,125}{1 \cdot 7,5} + 0,08 + 0,52 \cdot 0,03^{0,5} \cdot \left(\frac{1,14}{7,5} \right)^{0,25} = 0,646.$$

Результаты остальных расчетов приведены в таблице 2, строки 11 и 12. Из таблицы следует, что при сухом трении и температуре выше рекристаллизации коэффициенты трения μ_2 для разных пар трения фрикциона и разных сталей отличаются незначительно и в среднем составляют $\mu_2=0,6$.

**Контурные и фактические площади контактов, их удельные давления
и коэффициенты трения при температурах выше 600°C**

№	Показатель	Сталь 20		Сталь 65Г	
		$\mu_1 = 0,08$	$\mu_1 = 0,26$	$\mu_1 = 0,08$	$\mu_1 = 0,26$
1	$A_{c1}, \text{мм}^2$	820,0	504,7	801	493,2
2	$P_{c1}, \text{МПа}(\text{кгс/мм}^2)$	11,4(1,14)	7,1(0,71)	11,6(1,16)	7,1(0,71)
3	$A_{c12}, \text{мм}^2$	724,5	343,7	712,8	335,8
4	$P_{c12}, \text{МПа}(\text{кгс/мм}^2)$	10,3(1,03)	5,2(0,52)	10,5(1,05)	5,3(0,53)
5	$A_{T1}, \text{мм}^2$	10,8	4,16	7,06	2,73
6	$P_{T1}, \text{МПа}(\text{кгс/мм}^2)$	865,0(86,5)	865,0(86,5)	1316,0(131,6)	1316,0(131,6)
7	$A_{T12}, \text{мм}^2$	8,7	2,0	5,7	1,35
8	$P_{T12}, \text{МПа}(\text{кгс/мм}^2)$	865,0(86,5)	865,0(86,5)	1316,0(131,6)	1316,0(131,6)
9	$d_{p1}, \text{мм}$	0,02	0,018	0,018	0,016
10	$d_{p12}, \text{мм}$	0,02	0,017	0,018	0,015
11	$M_{2(1)}$	0,646	0,640	0,570	0,560
12	$M_{2(12)}$	0,641	0,630	0,570	0,560

Выполненные расчеты позволяют перейти к следующему этапу работы по определению скоростей нагрева дисков в диапазоне температур выше 600°C, мощностей тепловых потоков, условий и причин их радиальной усадки и деформации.

Литература

1. Справочник по расчету и конструированию контактных частей силовых электрических аппаратов / под ред. В.В. Афанасьева. – Л.: Энергоатомиздат, 1988.
2. Детали машин: сб. материалов по расчету и конструированию. – Изд. 2. Кн. 1, 2 / под ред. Н.С. Ачеркана. – М.: Машиностроение, 1953.
3. Демкин, Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. – М.: Наука, 1970.
4. Попова, Л.Е. Диаграмма превращения аустенита в сталях и бета-растворах в сплавах титана / Л.Е. Попова, А.А. Попов // Справочник термиста. – 3-е изд. – М.: Металлургия, 1991.
5. Крагельский, И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. – М.: Машиностроение, 1968.
6. Термическая обработка в машиностроении / под ред. Ю.М. Лахтина. – М.: Металлургия, 1980.



УДК 539.3

А.Д. Матвеев

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ЗАПАСА ПРОЧНОСТИ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ

Предложены вероятностный и энергетический методы нахождения коэффициентов запаса прочности, которые приближенно учитывают характер распределения напряжений в конструкциях. Показан комплексный анализ прочности конструкций на основе применения некоторых положений вероятностного и энергетического методов.

Введение. В настоящее время широко применяются конструкции, которые состоят из пластичных материалов. Как известно [1–3], коэффициент n запаса прочности конструкции, состоящей из пластичного материала и имеющей статическое нагружение, определяют по формуле

$$n = \frac{\sigma_T}{\sigma_m}, \quad (a)$$