

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ В ЗОНЕ КОНТАКТА ГИЛЬЗЫ ЦИЛИНДРА И ВЕРХНЕГО КОМПРЕССИОННОГО КОЛЬЦА ДИЗЕЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ

А.А. Федоров, к.т.н., ассистент, Д.О. Бытев, д.т.н., проф., В.Г. Новиков, к.т.н., доц., Д.И. Кузнецов, аспирант;
Ярославский государственный технический университет

Безотказность работы наиболее нагруженных пар трения дизелей в основном определяется тепловыми процессами, протекающими в зоне контакта. Разработаны физические основы и математическое описание модели данного процесса, основу которой представляют дробная по времени временная часть оператора теплопроводности, функция распределения плотности поверхностных дефектов в форме температурно-временного скейлинга и синэнергетический эффект настройки формы теплового импульса. Производится расчет температур в паре рабочая поверхность гильзы цилиндра–верхнее компрессионное кольцо. Результаты расчета сопоставляются с опытными данными, что позволяет установить критический режим работы данной пары.

Результаты работ К. Энглиша, Б.М. Асташевича, В.С. Семенова и других ученых позволяют сделать вывод о том, что поверхности верхнего компрессионного кольца (ВКК) и гильзы цилиндра разделяются масляной пленкой с нерегулярными ее разрывами в основном в районе верхней мертвой точки (ВМТ). При этом возникают микроконтактные схватывания вследствие возрастания деформационной и термической активации поверхностей трения и потери несущей способности защитных вторичных структур.

Микроскопическое исследование рабочей поверхности гильз цилиндров в зоне остановки ВКК в ВМТ дизелей 6Ч13/14, 8Ч13/14, 12Ч13/14 и 12ЧН13/14 после окончания эксплуатации позволило выявить три характерных участка (рис. 1). Первый участок соответствует положению верхней кромки ВКК в ВМТ (рис. 2). Высокие удельные давления и температуры приводят к интенсивному пластическому деформированию ее тонких поверхностных слоев и микроконтактному схватыванию. На поверхности гильзы видны следы пластического течения и когезионного разрушения металла.

На втором участке происходит дробление абразивных зерен, попадающих в зазор между кольцом и гильзой; на третьем — разрушение

поверхности гильзы продуктами дробления и абразивными частицами, прошедшими между гильзой и кольцом без разрушения.

В зоне больших скоростей скольжения ВКК возникают критические режимы фрикционного взаимодействия. На участках фактического контакта температура достигает 850–900 °С. Об этом свидетельствует образование мартенситных и тросто-мартенситных слоев с игольчатой структурой и микротвердостью $H_{50} = 5300\text{--}6250$ МПа

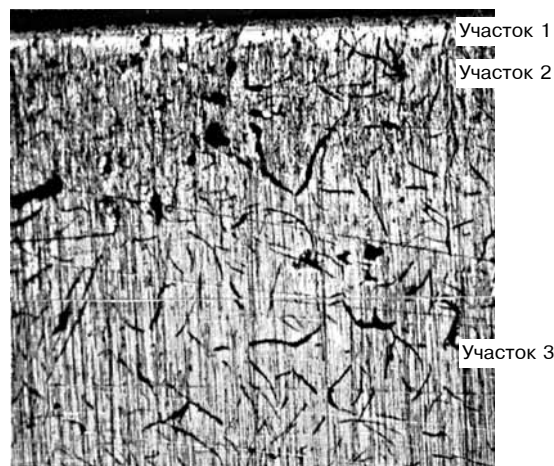


Рис. 1. Состояние рабочей поверхности гильзы цилиндра в месте остановки ВКК в ВМТ (ув. 90х)



Рис. 2. Состояние рабочей поверхности гильзы на участке 1, соответствующем положению верхней кромки ВКК в ВМТ (ув. 400х)

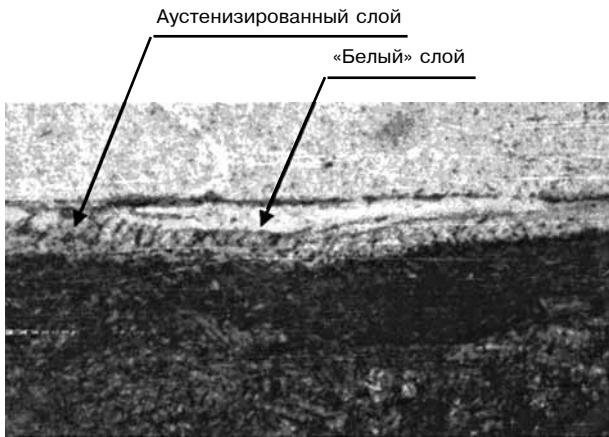


Рис. 3. Образование «белого слоя» на аустенизированном слое гильзы цилиндра дизеля 12ЧН13/14 после 1000 ч испытаний (ув. 730х)

(рис. 3), а также появление в непосредственной близости от поверхности «белых» слабо травящихся слоев толщиной до 10–15 мкм с микротвердостью $H_{50} = 7700–8000$ МПа (рис. 4).

Таким образом, в процессе микроконтактного схватывания происходят изменения микрогеометрии поверхностей трения деталей цилиндропоршневой группы (ЦПГ) и строения поверхностных слоев. Оно возникает первично на пятнах фактического контакта, энергетический уровень которых превышает определенный для каждого сочетания материалов порог схватывания. Исследования показали, что наиболее мощным фактором, влияющим на энергетическое состояние поверхностных слоев является теплота трения, а в качестве критерия работоспособности пары трения можно принять суммарную максимальную температуру в зоне контакта.

При моделировании теплофизических процессов в парах трения в качестве базовой выбирается контактная задача теплопроводности с температурными вспышками.

Предлагается математическая модель, описывающая совмещенные поверхностные тепловые эффекты в условиях теплового удара и учитывающая температурные вспышки.

Следуя общепринятому кинетическому уровню описания теплофизических процессов в трибосопряжениях, который базируется на введенной в работе [1] функции распределения плотности поверхностных дефектов

$$P_s [t, T_s(t)] = [1 - c(t)] \cdot t^{1+c(t)}; \quad (1)$$

$$c(t) = T_0 / T_s(t) = 1 / u_s(t),$$

где $T_s(t) = T(z = 0, t)$ — поверхностная контактная температура во фрикционных накладках, эффект пространственной локализации тепла в микро неоднородностях можно представить как стохастический субдиффузионный процесс в неодно-

родных средах с задержками тепловыделения во времени [2]. Или, с другой стороны, микро неоднородности являются концентраторами тепловой энергии, которая периодически сбрасывается — эффект температурной вспышки.

В работе [2] получено уравнение для плотности числа частиц $n(z, t)$ в процессах с субдиффузией, описывающих стохастические смещения частиц с задержкой во времени

$$D_t^\gamma [n(z, t)] = a_1 \partial^2 n(z, t) / \partial z^2 + Q(t), \quad (2)$$

где $Q(t) = n_0(z) / t^\gamma$ — функция, описывающая некоторый источник, который является существенной особенностью модели (2).

Полагая, что температурные вспышки моделируются субдиффузионными процессами с ловушками, сформулируем краевую задачу для совмещенных процессов тепломассопереноса в условиях теплового импульса, возникающего при механическом контакте трибосопряженных элементов фрикционных накладок, мощность которого имеет следующие представления:

$$q_0(t) = \alpha \cdot f \cdot P \cdot v_0 \cdot f(\tau) \quad (3)$$

Функция теплового импульса $f(\tau)$ в (3) при температурных вспышках, которая изменяется, как правило, от гиперболической до параболической формы [3], имея в среднем треугольный профиль, может быть представлена в виде

$$f(\tau) = f[\tau, c(t), \gamma] = \tau^{c(t)} (1 - \tau^\gamma) [1 + c(t)] \cdot [1 + c(t) + \gamma] / 2\gamma, \quad (4)$$

который учитывает синергетический эффект настройки формы теплового импульса за время трибоконтакта — $t_{\text{н}}$ тел во фрикционных парах. Синергетический эффект учитывается в (4) зависимостью $f(\tau) = f(\tau, c(t), \gamma)$, где $t = t / t_{\text{н}}$ зависит от текущей поверхностной температуры $T_s(t)$.

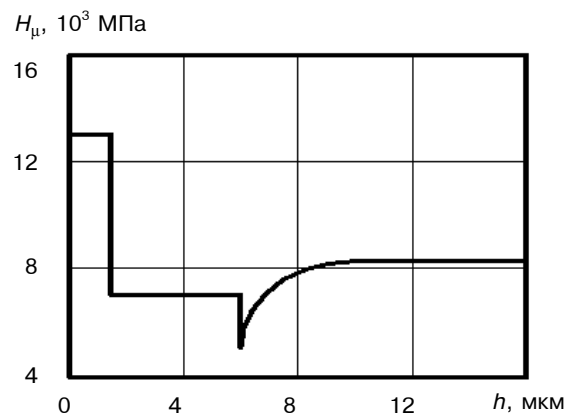


Рис. 4. Изменение микротвердости в поверхностном слое гильзы цилиндра дизеля 12ЧН13/14 после 1000 ч испытаний при образовании «белого слоя»

Тогда краевая задача для совмещенных процессов теплопроводности в трибосопряжениях может быть записана в следующем виде:

$$\begin{aligned} D_t^\gamma [T(z, t)] &= a_1 \cdot t_u^{1-\gamma} \partial^2 T / \partial z^2 + Q_0(t) / t^\gamma; \\ [1 - P_s(t, T_s)] \cdot q_1(t) &= -\lambda_1 \partial T / \partial z, \end{aligned} \quad (5)$$

при $z = 0, T(z, 0) = T_0, T(\infty, 0) = 0$.

Общее решение граничной задачи (5) для контактной температуры в безразмерной форме [4] имеет вид

$$\begin{aligned} u_s(t) &= 1 + A \cdot I_t^{\gamma/2} \{ f(\tau) \cdot [1 - P_s(\tau, u_s(t), \gamma)] \} + \\ &+ I_t^\gamma [Q_0(t) / \tau^\gamma]. \end{aligned} \quad (6)$$

Мощность источника температурных вспышек $Q_0(t)$ в (5) и (6) выбирается в виде

$$\begin{aligned} Q_0(t) / \tau^\gamma &= Q_0(t, \tau) = q_2(t) \cdot P_s(\tau, T_s) \cdot u_s^{\text{пов}}(t) = \\ &= (1 - \gamma) \cdot \sqrt{\text{Pe}} \cdot A \cdot \tau^{-\gamma} f(\tau) \cdot P_s(\tau, u_s(t)) \times \\ &\times \left(1 + A \cdot I_\tau^{\gamma/2} [f(\tau_1) \cdot (1 - P_s(\tau_1, u_s(t)))] \right), \end{aligned} \quad (7)$$

где $\gamma = 1 / (1 + \sqrt{\text{Pe}})$; $\text{Pe} = v_0 d / a_1$ — число Пекле, d — характерный размер микродефекта.

В выражениях (6) и (7) комплекс $A = \alpha f P_{v_0} \sqrt{a_1 t_w} / (\lambda_1 T_0)$ определяется уравнением (3), где коэффициент распределения теплового потока

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{\sqrt{\lambda_1 \cdot c_1 \cdot \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 \cdot c_1 \cdot \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 \cdot c_2 \cdot \rho_2}}, \quad \text{при } \text{Pe} \leq 8, \\ \alpha &= \frac{1}{(1 + 0,25\sqrt{\pi\lambda_1\sqrt{\text{Pe}}/\lambda_2})}, \quad \text{при } \text{Pe} > 8. \end{aligned}$$

Распределительная функция плотности поверхностных дефектов при учете температурных вспышек в краевой задаче (5) и выражениях (6), (7) имеет вид

$$P_s(t, u_s(t), \gamma) = (1 - c(t) \cdot \gamma) \cdot t^{1+c(t)}. \quad (8)$$

В уравнениях (2), (5)–(7) применяются операторы дробного дифференцирования [2]:

$$D_t^\gamma [f(t)] = \frac{1}{\Gamma(1-\gamma)} \frac{d}{dt} \int_0^t f(\tau) \cdot (t-\tau)^{-\gamma} d\tau, \quad -\infty < \gamma < 1$$

и дробного интегрирования [2]:

$$I_t^\gamma [f(t)] = \frac{1}{\Gamma(-\gamma)} \int_0^t f(\tau) \cdot (t-\tau)^{-\gamma-1} d\tau, \quad -\infty < \gamma < 0,$$

где $\Gamma(x)$ — гамма-функция [2].

Тогда общая контактная температура (6) во фрикционной паре может быть представлена суммой температур

$$\begin{aligned} u_s^{\text{общ}}(t) &= u_s^{\text{пов}}(t) + u_s^{\text{всп}}(t) = \\ &= u_s^{\text{пов}}(t) + u_{s,\text{всп}}^{\text{пов}}(t) + u_{s,\text{всп}}^{\text{фр}}(t), \end{aligned} \quad (9)$$

где $u_s^{\text{пов}}(t) = 1 + A \cdot I_t^{\gamma/2} [f(\tau) \cdot (1 - P_s(\tau, u_s^{\text{общ}}, \gamma))]$ — поверхностная температура;

$u_{s,\text{всп}}^{\text{пов}}(t) = (1 - \gamma) \sqrt{\text{Pe}} \cdot A \cdot I_t^\gamma [u_s^{\text{пов}}(\tau)]$ — температура вспышки на поверхности;

$u_{s,\text{всп}}^{\text{фр}}(t) = (1 - \gamma) \sqrt{\text{Pe}} \cdot A \cdot I_t^\gamma [\tau^{-\gamma} f(\tau) \cdot P_s(\tau, u_s^{\text{общ}}, \gamma) \cdot (1 + A \cdot I_\tau^{\gamma/2} [f(\tau_1) \cdot (1 - P_s(\tau_1, u_s^{\text{общ}}, \gamma))])]$ — температура вспышки на тепловом фронте.

В выражении (9) $u_s^{\text{общ}}(t) = u_s(t)$ и определяется решением уравнения (6).

В работе [5] показано, что алгебраическая форма температурно-временного скейлинга $\tau^{c(t)}$ в $f(\tau, c(t), \gamma)$ и $P_s(\tau, u_s(t))$ справедлива при «больших» временах. Поэтому при вычислении интегралов в (6) с учетом (4), (7), (8) полагалось, что $c(t)$ является функцией внешнего времени t . Выражения (4), (8) содержат только степенные функции τ^μ . Поэтому при вычислении интегралов использовалось представление [4]

$$I_t^\beta [\tau^\mu] = \frac{\Gamma(\mu + 1) \cdot t^{\mu-\beta}}{\Gamma(\mu + 1 - \beta)}.$$

В результате аналитических вычислений выражение (6) приводится к алгебраическому уравнению для $u_s(t) = T_s(t) / T_0$, которое решалось на интервале $0 \leq t/t_u \leq 1$ численными методами.

Следует отметить, что предлагаемая теплофизическая модель трибосопряжений имеет общетеоретический характер и удовлетворительным образом позволяет рассчитывать контактные температуры для различных типов пар трения и прогнозировать критические режимы их работы.

Проведем расчет контактной температуры сопряжения ВКК—рабочая поверхность гильзы цилиндра дизеля 8ЧН13/14 (ЯМЗ-238 Н) мощностью двигателя $P_e = 220$ кВт при частоте вращения коленчатого вала $n = 2100$ об/мин в соответствии с разработанной теплофизической моделью.

В табл. 1, 2 проведены необходимые для данного объекта исследования параметры.

Схема трибосопряжения ВКК—рабочая поверхность гильзы цилиндра приведена на рис. 5.

Целью расчета является определение максимальной температуры вспышки на единичной неровности гильзы цилиндра за время прохождения через нее упругого контакта шириной b , образованного ВКК и поверхностью гильзы цилиндра, которая определялась по Герцу. Для этого необходимо вычислить базовые параметры модели: комплекс A , учитывающий теплофизические и механические свойства элементов пар трения и число Pe .

Таблица 1

Теплофизические параметры сопряжения

Параметры	ВКК (к)	Гильза цилиндра (г)	Масло (м)
Теплоемкость c , Дж/(кг·К)	474	447	217
Теплопроводность λ , Вт/(м·К)	88,6	70,7	0,13
Плотность ρ , кг/м ³	7190	7200	950
Температуропроводность a , м ² /с	$2,6 \cdot 10^{-5}$	$2,197 \cdot 10^{-5}$	$6,306 \cdot 10^{-7}$

Таблица 2

Механические характеристики пар трения ВКК–рабочая поверхность гильзы цилиндра

Параметры	Значение
Частота вращения коленчатого вала n , об/мин	2100
Диаметр рабочей поверхности гильзы $D_{ц}$, мм	130
Ход поршня, мм	140
Радиус кривизны ВКК r , мм	0,03
Модуль упругости материала ВКК (хрома), Па	$2,76 \cdot 10^{11}$
Модуль упругости материала гильзы, Па	$1,75 \cdot 10^{11}$
Коэффициент Пуассона материала ВКК (хрома)	0,3
Коэффициент Пуассона материала гильзы	0,26
Твердость материала ВКК (хрома), МПа	10000
Твердость материала зеркала гильзы, МПа	8000
Шероховатость поверхности Ra , мкм	0,16
Шероховатость рабочей поверхности гильзы Ra , мкм	0,16
Период кристаллической решетки железа d , м	$2,87 \cdot 10^{-10}$
Энергия адгезионного взаимодействия Cr–Fe [4] ζ , Дж/м ²	4,8

При расчете были приняты следующие допущения: контакт считается абсолютно упругим; шероховатость зеркала гильзы по всей образующей принята постоянной; при расчете коэффициента трения и температуры в зоне контакта не учитывается вязкое трение в масляной пленке; давление ВКК на гильзу цилиндра по окружности принимается одинаковым; в расчете не учитывается возможное попадание в зону контакта абразивных частиц; принимается, что на участках фактического контакта масляная пленка отсутствует; принимается, что в пределах фактической площади материал однороден.

Комплекс $A = q_0 \alpha \sqrt{a_{гм} t_{и}} / (\lambda_{г} T_{об})$, где $a_{гм}$ — температуропроворность системы гильза–мас-

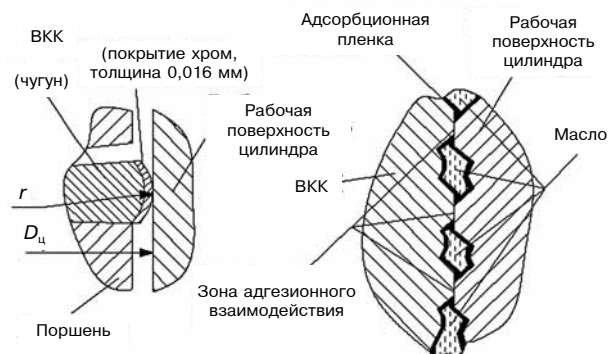


Рис. 5. Схема трибосопряжения ВКК–рабочая поверхность гильзы цилиндра

ло; $\lambda_{г}$ — теплопроводность гильзы; $t_{и}$ — время контакта; q_0 — тепловой поток; $T_{об}$ — объемная температура гильзы цилиндра; α — коэффициент распределения тепловых потоков.

Для определения A необходимо знать скорость скольжения ВКК по зеркалу гильзы $v_{ск}$, усилие на гильзу F со стороны газовых сил, передаваемое ВКК, тепловой поток q_0 и распределение объемной температуры по образующей цилиндра $T_{об}$, определялась термомпарами, установленными в гильзе [6] и показано на рис. 7.

Скорость скольжения $v_{ск}$ ВКК по зеркалу гильзы принята равной скорости перемещения поршня.

Расчет усилия прижатия ВКК к рабочей поверхности гильзы $F(\varphi)$ (рис. 6) учитывает распределение давление газа в кольцевом уплотнении и собственную упругость кольца. Причем давление над ВКК равно давлению газа в цилиндре, а под вторым компрессионным кольцом — давлению в картере двигателя [6].

Для определения фактического давления P_f и коэффициента трения f необходимо определить фактическую площадь контакта — A_f , которая находится с учетом шероховатости и способа обработки сопрягаемых поверхностей по методике Демкина.

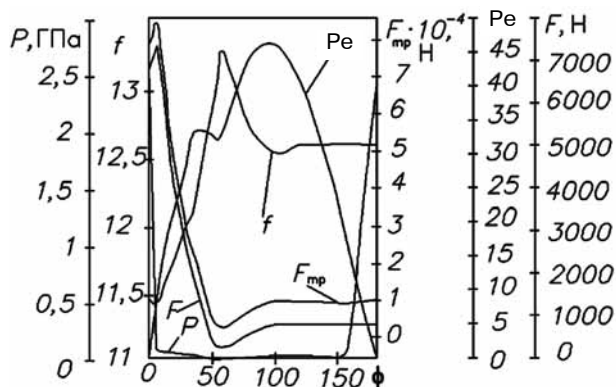


Рис. 6. Зависимости основных физико-механических характеристик от угла поворота коленчатого вала



Рис. 7. Зависимость температуры в зоне контакта ВКК-гильза цилиндра дизеля 8ЧН13/14 от угла поворота коленчатого вала двигателя

Как было указано ранее, режим смазки в паре ВКК-зеркало гильзы цилиндра граничный с возможным разрушением масляной пленки на участках фактического контакта. Поэтому предлагается определять коэффициент трения скольжения f по методике предложенной в работе [7], которая учитывает энергию адгезионной связи между Сг и Fe на площади фактического контакта [8] — A_r . Тогда сила трения определяется выражением $F_{тр}(\varphi) = 2\xi/d \cdot A_r(\varphi)$, где ξ — удельная энергия взаимодействия сопрягаемых поверхностей, d — период кристаллической решетки железа, φ — угол поворота коленчатого вала, а коэффициент трения рассчитывается по формуле $f(\varphi) = F_{тр}(\varphi)/F(\varphi)$.

Результаты расчета силы трения $F_{тр}$ и коэффициента трения f приведены на рис. 6.

Расчет теплового потока ведется по формуле: $q_0(\varphi) = f(\varphi)v_{ск}(\varphi)P(\varphi)$, где $P(\varphi)$ — давление в зоне контакта ВКК-зеркало гильзы.

Давление в зоне контакта ВКК-зеркало гильзы определяется из предположения, что в ВМТ и нижней мертвой точки (НМТ) масляная пленка не способна передавать усилие в связи с почти полным отсутствием скорости перемещения кольца относительно рабочей поверхности гильзы цилиндра. Она успевает вытекать из зоны контакта через лабиринт, созданный микрошероховатостями сопрягаемых поверхностей. Данный режим характеризуется Г. Блоком, как режим низкоскоростного трения при $Re \leq 8$. Поэтому усилие распределяется по фактической площади контакта: $P(\varphi) = F(\varphi)/A_r(\varphi)$. При увеличении скорости скольжения, когда $Re > 8$, в сопряжении устанавливается режим контактной гидродинамической смазки, при которой усилие прижатия передается как участками фактического контакта, так и объемами масла, находящимися между ними. Поэтому расчет давления в этой области производится с учетом контурной площади контакта: $P(\varphi) = F(\varphi)/A_c(\varphi)$ (см. рис. 6).

При решении данной задачи необходимо учитывать свойства контактирующих поверхностей

в присутствии масла. В соответствии с теплофизической моделью [1] они могут быть определены следующим представлением:

➤ теплофизические свойства системы ВКК-смазка (км):

- теплопроводность —

$$\lambda_{км}(\varphi) = \frac{\lambda_k \cdot \lambda_m (b(\varphi)/2 + h_\Sigma(\varphi))}{\lambda_k \cdot h_\Sigma(\varphi) + \lambda_m \cdot b(\varphi)/2}$$

- температуропроводность —

$$a_{км}(\varphi) = \frac{(h_\Sigma(\varphi) + b(\varphi)/2) \cdot a_k \cdot a_m}{a_k \cdot h_\Sigma(\varphi) + a_m \cdot b(\varphi)/2}$$

➤ теплофизические свойства системы рабочая поверхность гильзы-смазка (гм):

- теплопроводность —

$$\lambda_{гм}(\varphi) = \frac{\lambda_g \cdot \lambda_m (b(\varphi)/2 + h_\Sigma(\varphi))}{\lambda_g \cdot h_\Sigma(\varphi) + \lambda_m \cdot b(\varphi)/2}$$

- температуропроводность —

$$a_{гм}(\varphi) = \frac{(h_\Sigma(\varphi) + b(\varphi)/2) \cdot a_g \cdot a_m}{a_g \cdot h_\Sigma(\varphi) + a_m \cdot b(\varphi)/2}$$

где h_Σ — максимальная высота заполненная маслом в зоне контакта сопряжения ВКК-рабочая поверхность гильзы цилиндра $h_\Sigma = R_{max1} + R_{max2}$ (R_{max1} — максимальная шероховатость ВКК; R_{max2} — максимальная шероховатость рабочей поверхности гильзы цилиндра).

В комплекс A входит также множитель $\sqrt{a_{гм} t_{и}}$, где $t_{и}$ — время контакта. В рассматриваемой паре трения $t_{и}(\varphi) = b(\varphi)/2v_{ск}(\varphi)$ определялось из отношения полуширины упругого контакта по Герцу к скорости скольжения ВКК по зеркалу гильзы.

Число Re (см. рис. 6), где

$$Re(\varphi) = \frac{v_{ск}(\varphi) \cdot b(\varphi)}{2 \cdot a_{гм}(\varphi)}$$

В ВМТ и НМТ $Re \leq 8$, поэтому коэффициент распределения тепловых потоков в комплексе A вычисляли по формуле

$$\alpha = \frac{\sqrt{\lambda_g \cdot c_g \cdot \rho_g}}{\sqrt{\lambda_g \cdot c_g \cdot \rho_g} + \sqrt{\lambda_k \cdot c_k \cdot \rho_k}}$$

а в сечениях при $Re > 8$ α определяется по формуле

$$\alpha = \frac{1}{(1 + 0,25\sqrt{\pi\lambda_g \sqrt{Re/\lambda_k}})} [9].$$

Приведенные выше выражения позволяют определить комплекс A . Таким образом, зная число Re и комплекс A можно по модели (6), определить температуру в зоне контакта системы ВКК-гильза (см. рис. 7). На рис. 7 также приведены температура начала аустенитного превращения

723 °С и температура плавления чугуна 1530 °С [10]. Наиболее опасной для возникновения задира является зона, при которой максимальная температура T_{\max} превышает температуру плавления чугуна, которая была зафиксирована в районе ВМТ — ≈ 1600 °С. Она подтверждается микроскопическими исследованиями (см. рис. 2). При увеличении скорости скольжения температура в зоне контакта падает, так как происходит перераспределение нагрузки с фактической площади контакта на контурную в связи с тем, что жидкость, находясь в замкнутом объеме, способна передавать нагрузку. Критическим для возникновения задира является участок от ВМТ до 40°

поворота коленчатого вала (см. рис. 7), где температура на пятнах фактического контакта T_{\max} превышает температуру начала аустенитного превращения, что подтверждается и характерным изменением микротвердости (см. рис. 4), что указывает на возможность возникновения задира в этой зоне при незначительном изменении условий работы.

Удовлетворительное совпадение расчетных температур на рабочей поверхности гильзы и температур, определенных косвенными металлографическими и микроскопическими исследованиями, свидетельствует об адекватности теплофизической модели (6) данным исследований.

Литература

1. Федоров А.А., Бытев Д.О., Романова М.Н. Тепломассообмен поверхности твердых тел в условиях теплового удара // Изв. вузов. Химия и хим. технология, 2002. — Т. 44, вып. 6. — С. 114–118.
2. Чукбар К.В. Стохастический перенос и дробные производные // ЖЭТФ. — Т. 108, вып. 5(11). — С. 1875–1884.
3. Чичинадзе А.В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении. — М.: Машиностроение, 1967. — 231 с.
4. Бабенко Ю.И. Тепломассообмен: Метод расчета тепловых и диффузионных потоков. — Л.: Химия, 1986. — 144 с.
5. Бломен А., Клафтен Дж., Цумофен Г. Реакции во фрактальных неупорядоченных системах / Фракталы в физике. — М.: Мир, 1988. — С. 561–574.
6. Рабочий процесс и теплонапряженность автомобильных дизелей / Г.Д. Чернышев, А.С. Хачиян, В.И. Пикус; под общ. ред. Г.Д. Чернышева. — М.: Машиноведение, 1986. — 216 с.
7. Дедков Г.В. Адгезионный механизм трения в нанотрибоконтактах / Письма в ЖТФ. — 1998. — Т. 24, № 19. — С. 44–50.
8. Вакилов А.Н., Мамонова М.В., Прудников В.В. Адгезия металлов и полупроводников в рамках диалектического формализма / Физика твердого тела. — 1997. — Т. 39, № 6. — С. 964–967.
9. Балакин В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения. — М.: Машиностроение, 1980. — 136 с.
10. Гуляев А.П. Металловедение. — М.: Металлургия, 1986. — С. 143–160.

ЮБИЛЕЙ!

Евгению Юрьевичу Лерману

60 лет



3 августа 2007 года исполнилось 60 лет Лерману Евгению Юрьевичу, д.т.н., с.н.с., акад. СПб инженерной академии, директору Санкт-Петербургского филиала ОАО «Концерн средне- и малотоннажного кораблестроения»

Продолжая семейные традиции, Евгений Юрьевич Лерман связал свою жизнь с дизелестроением, начав трудовую деятельность на заводе «Звезда» им. К.Е. Ворошилова после окончания Ленинградского политехнического института им. М.И. Калинина в 1971 г. Участие в исследовательских работах, проводимых в опытно-конструкторском отделе завода, сформировали опыт и пробудили интерес к научной работе в области сокращения вредных выбросов двигателей, что во многом определило его дальнейшую карьеру.

В 1988 г. после окончания аспирантуры и успешной защиты кандидатской диссертации он продолжил работу в отделе рабочих процессов ЦНИДИ, где руководил опытно-конструкторскими работами по совершенствованию двигателей Рижского дизельного завода, ПО «Андижангидромаш» и завода «Дагдизель». Успешно совмещая научную работу и преподавательскую деятельность, вел курс лекций в Государственном Морском университете по основам создания малотоксичных судовых силовых установок, был председателем ГЭК по кафедре ДВС Санкт-Петербургского Технического Университета.

В 1994 г. Е.Ю. Лерман вернулся на ОАО «Звезда», где вскоре возглавил отдела маркетинга и сбыта, а в 1997 г. стал заместителем генерального директора по внешнеэкономическим вопросам и сбыту.

В настоящее время Е.Ю. Лерман представляет интересы заводов ОАО «Концерн средне- и малотоннажного кораблестроения» в техническом сообществе Санкт-Петербурга.

Е.Ю. Лерман автор более 40 научных трудов, в том числе монографии и многих изобретений. Он успешно продолжает преподавательскую деятельность и научную работу в качестве ученого секретаря отделения «Судостроение» Санкт-Петербургской инженерной академии и председателя ГАК по кафедре СДВС и ДУ Государственного морского технического университета.

Коллеги и друзья поздравляют Евгения Юрьевича с юбилеем и желают ему крепкого здоровья и успехов в его профессиональной и научной деятельности