

Авиационная и ракетно-космическая техника

УДК 621.891, 519.28

doi: 10.18698/0536-1044-2022-12-124-134

Сравнительная оценка триботехнических характеристик комбинированных твердосмазочных покрытий составов W-S-N и W-S-C магнетронного нанесения для условий нормальной атмосферы

П.Н. Хопин

МАИ

Comparative Evaluation of Tribotechnical Characteristics of the W-S-N and W-S-C Composition Combined Solid Lubricating Coatings of Magnetron Application for the Normal Atmospheric Conditions

P.N. Khopin

Moscow Aviation Institute

Разработана и реализована применительно к твердосмазочным покрытиям (ТСП) магнетронного типа методика пересчета удельной интенсивности изнашивания пар трения зарубежного производства, функционирующих по схеме шарик — плоскость реверсивного и вращательного движений, к интенсивности линейного изнашивания фрикционных сопряжений с ТСП, рекомендованной для трибосопряжений согласно отечественному стандарту. Установлено, что по сравнению с ТСП суспензионного нанесения ВНИИ НП-212 у комбинированных ТСП магнетронного нанесения интенсивность изнашивания выше: в 60–125 раз у состава W-S-C и в 40–63 раза у состава W-S-N. В установившемся режиме у ТСП состава W-S-N коэффициент трения больше, чем у ТСП суспензионного нанесения ВНИИ НП-212. Антифрикционные характеристики ТСП состава W-S-C в целом ниже, чем у ТСП суспензионного нанесения ВНИИ НП-212, за исключением ТСП D4-38.

Ключевые слова: твердосмазочные покрытия, магнетронное нанесение, триботехнические характеристики, нормальная атмосфера

A method was developed and implemented in regard to solid lubricating coatings (SLC) of the magnetron type for recalculating the specific wear intensity of the foreign-made friction pairs operating according to the ball-plane scheme of reverse and rotational motions to the linear wear intensity of friction interfaces with the SLC recommended for tribocouples according to the domestic standard. It was established that, compared with the VNII NP 212

SLC of suspension application, wear intensity of the combined SLC of magnetron application was higher: by 60–125 times for the W-S-C composition and by 40–63 times for the W-S-N composition. In the steady state, the W-S-N SLC had a higher friction coefficient than that of the VNII NP 212 SLC. In general, the W-S-C SLC antifriction characteristics were lower than those of the VNII NP 212 SLC, except for the D 4-38 SLC.

Keywords: solid lubricant coatings, magnetron application, tribotechnical characteristics, normal atmosphere

Современные твердосмазочные покрытия (ТСП), полученные, методом магнетронного распыления (далее ТСП^М) и комбинированными способами на основе вольфрама W, серы S, азота N и углерода C, относятся перспективным ТСП, пригодными для эксплуатации в различных условиях.

Среди ТСП^М с низким коэффициентом трения дихалькогениды переходных металлов (Transition Metal Dichalcogenides — TMDS) являются одной из основных областей исследований. Наиболее подробные исследования в этом направлении выполнены в публикациях [1–7]. ТСП^М на основе вольфрама, серы и азота (далее ТСП^М состава W-S-N) достаточно полно рассмотрены в работе [8], ТСП^М на основе вольфрама, серы и углерода (далее ТСП^М состава W-S-C) — в статье [9].

Цель работы — сравнительная оценка триботехнических характеристик ТСП^М составов W-S-N и W-S-C и ТСП, полученных суспензионным методом (далее ТСП^С) в условиях нормальной атмосферы по критерию интенсивности линейного изнашивания и коэффициенту трения в установившемся режиме (далее коэффициент трения).

Методы исследований. Проведенные ранее экспериментальные исследования [10, 11] выявили определяющее влияние температурного фактора на ресурс и коэффициент трения пар трения ТСП^С, механизм функционирования которых близок к таковому для ТСП^М. В качестве критерия признана интенсивность линейного изнашивания I_n и коэффициент трения $f_{тр}$, значения которых зависят от теплового состояния контакта, оцениваемого поверхностной температурой трения.

Экспериментальные исследования ТСП^М состава W-S-N. Для нанесения ТСП^М состава W-S-N применяли реактивное магнетронное распыление (на постоянном токе) мишеней из чистого и легированного азотом дисульфида вольфрама WS₂ в камере осаждения Hartec [8].

В качестве катода использовали мишень WS₂ (с содержанием 99,9 %). Катод использовали для осаждения промежуточного слоя из хрома (с содержанием 99,99 %) при разрежении $1 \cdot 10^{-5}$ Па. Для всех окончательных нанесений ТСП^М мощность постоянного тока, подаваемую на мишень WS₂, зафиксировали на уровне 350 Вт.

Расход потока газа варьировали для изменения состава и других свойств. Для чистого покрытия WS₂ расход азота N составлял 0 ст.см³/мин, для ТСП^М состава W-S-N — 5, 12,5 и 20 ст.см³/мин. В соответствии с указанными значениями расхода азота ТСП^М обозначили как WSx, WSN5, WSN12,5 и WSN20.

Основные параметры осаждения, используемые при синтезе ТСП^М состава W-S-N при мощности, подаваемой на мишень WS₂, $P = 350$ Вт приведены в табл. 1.

Исследовали два материала подложки: полированную сталь AISI 52100 диаметром 25 мм, закаленную до 55...64 HRC, и кремний Si (для анализа критической нагрузки адгезии, трибологических характеристик, химического состава, скорости осаждения, толщины покрытия, поперечного сечения и морфологии поверхности, кристаллической структуры и механических свойств).

Стальную подложку сначала обрабатывали с помощью наждачной бумаги, а затем тонко полировали с использованием алмазной суспензии (размером 3 мкм) для достижения окончательной шероховатости $Ra < 0,05$ мкм. Далее ее

Таблица 1

Основные параметры осаждения, используемые при синтезе ТСП^М состава W-S-N при мощности $P = 350$ Вт

ТСП	Расход, ст.см ³ /мин		Общее время осаждения, мин
	азота	аргона	
WSx	0,0	21,9	130
WSN5	5,0	21,9	130
WSN12,5	12,5	21,9	130
WSN20	20,0	21,9	130

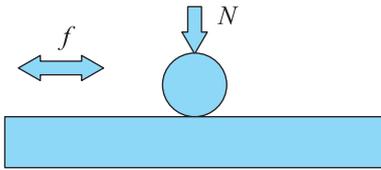


Рис. 1. Схема трибологических испытаний ТСПМ состава W-S-N

подвергали ультразвуковой очистке в ацетоне и этаноле в течение 15 мин в каждой жидкости. Подложку высушивали с помощью горячего воздуха, после чего прикрепляли к держателю образца, вращающемуся со скоростью 10 мин^{-1} . Расстояние от подложки до мишени составляло 10 см. Камеру осаждения откачивали до базового давления $1 \cdot 10^{-5}$ Па, и поэтапно проводили специальную очистку.

Перед каждым нанесением покрытия мишень и подложку подвергали очистке в среде аргона при давлении 0,3 Па. Перед окончательным нанесением ТСПМ для улучшения адгезии напыляли промежуточный слой из хрома и градиентные слои Cr-WS₂. Промежуточный слой наносили при мощности на мишени Cr $P = 1200$ Вт в течение 5 мин и давлении 0,53 Па. Для напыления градиентного слоя давление изменяли на 0,3 Па при включенной мишени WS₂. В течение следующих 5 мин мощность мишени WS₂ фиксировали на уровне 350 Вт, в то время как мощность мишени Cr постепенно снижали до 0 Вт.

Трибологические испытания ТСПМ состава W-S-N проводили при комнатной температуре (и относительной влажности $\sim 35 \dots 45$ %) с использованием испытательного оборудования Optimol SRV, работающего при возвратно-поступательном скольжении (рис. 1) [8].

В качестве контртела использовали стальной шарик из закаленной стали 100Cr6 диаметром 10 мм. Контактная нормальная нагрузка N составляла 10 Н, длина хода — 2 мм, линейная скорость скольжения — 0,1 м/с, частота возвратно-поступательного движения $f = 25$ Гц.

Максимальная общая выбранная продолжительность скольжения составляла 1200 с при числе колебаний 60 000 (один проход считался одним циклом).

Химический состав и параметры ТСПМ состава W-S-N приведены в табл. 2.

Экспериментальные исследования ТСПМ состава W-S-C. Осаждение покрытий проводили методом радиочастотного магнетронного распыления с использованием оборудования Edwards E306A [9]. Камера осаждения содержала два катода диаметром 100 мм, получающих энергию от источников питания высокой частоты (13,56 МГц). Подложку также подключали к радиочастотному источнику питания для смещения во время нанесения ТСПМ и очистки распылением перед его этим процессом. Базовое давление, обеспечиваемое турбомолекулярным насосом, поддерживаемым роторно-лопастным вакуумным насосом перед осаждением, составляло менее 0,001 Па.

Расстояние между мишенями и поворотным держателем подложки составляло 6 см. Осаждение проводили с использованием аргона при давлении 0,75 Па, за исключением реактивного распыления, при котором использовали газовую смесь аргона и метана давлением 1 Па.

Совместно напыленные пленки осаждали путем распыления отдельных мишеней WS₂ и С. Для мишени WS₂ плотность мощности установили равной 2 Вт/см^2 , для мишени С ее варьировали в диапазоне $3,8 \dots 7,6 \text{ Вт/см}^2$ ($P = 300 \dots 600$ Вт) для нанесения пленок с содержанием углерода 40...50 %, так как эти композиции показали наилучшие трибологические характеристики в предыдущих исследованиях.

Пленки, нанесенные распылением композитной мишени, создавали путем помещения гранул WS₂ размером $5 \times 4 \times 2$ мм в зоне эрозии мишени С. Чтобы получить содержание углерода, аналогичное таковому в покрытиях с сов-

Таблица 2

Химический состав и параметры ТСПМ состава W-S-N

ТСП	Содержание элемента, ат.%			S/W	Толщина ТСП δ , мкм	Скорость осаждения, нм/мин
	N	W	S			
WSx	–	$40,0 \pm 1,5$	$59,0 \pm 1,2$	1,47	1,12	17,3
WSN5	$14,6 \pm 0,5$	$39,0 \pm 0,1$	$45,6 \pm 0,5$	1,17	1,21	20,3
WSN12,5	$23,0 \pm 1,8$	$38,1 \pm 0,9$	$37,9 \pm 0,8$	0,99	1,16	18,1
WSN20	$25,5 \pm 0,2$	$35,6 \pm 0,4$	$38,1 \pm 0,2$	1,07	1,10	17,7

Таблица 3

Химический состав и параметры ТСП^м состава W-S-C

ТСП	Химический состав, %				Толщина покрытия δ , мкм	Скорость осаждения, нм/мин
	C	S	W	O		
D1-450	42,5 ± 0,4	29,5 ± 0,1	20,0 ± 0,2	8,0 ± 0,2	1,6	9
D2-17	25,5 ± 0,1	44,8 ± 0,3	26,3 ± 0,1	3,4 ± 0,1	2,6	22
D3-17	38,5 ± 0,3	31,4 ± 0,1	25,0 ± 0,2	5,1 ± 0,1	1,3	17
D4-38	51,4 ± 0,1	24,9 ± 0,2	19,0 ± 0,1	4,6 ± 0,3	1,1	9

местным напылением, количество гранул уменьшили с 21 до 13.

В этом конкретном случае тонкие пленки наносили с помощью держателя подложки непосредственно поверх одной из мишеней. Количество гранул оставалось одинаковым для обоих режимов. Плотность мощности устанавливали на уровне 7,6 и 3,8 Вт/см² для вращающегося и стационарного режимов соответственно.

Магнетронное распыление в реактивном режиме выполняли путем распыления мишени WS₂ в газовой смеси аргона и метана. Плотность мощности составляла 3,8 Вт/см², парциальное давление газа CH₄ — 28...48 % путем регулирования его расхода.

Получаемое покрытие обозначали в виде Dх-у, где параметр х соответствовал условиям нанесения ТСП: 1 — совместное распыление двух мишеней; 2 — распыление композитной мишени с вращающейся подложкой; 3 — распыление композитной мишени с неподвижной подложкой; 4 — реактивное распыление.

Параметр «у» относился к мощности (Вт) мишени С, используемой для совместно распыляемых пленок, а именно к количеству гранул для распыления композитной мишени или парциальному давлению (%) газа CH₄ во время реактивного распыления.

Например, D3-17 представляет собой пленку, нанесенную распылением композитной мишени с семнадцатью гранулами, размещенными в зоне эрозии, и с неподвижной подложкой. Перед нанесением мишень подвергали очистке.

Для улучшения адгезии к металлическим подложкам наносили промежуточный слой хрома толщиной около 200 нм для пленок, полученных распылением композитной мишени и реактивным распылением (D2, D3 и D4). В случае D1 промежуточный слой хрома не распыляли, так как оба катода использовались для нанесения покрытий состава W-S-C. В качестве

подложек применяли кремниевые пластины и стальные пластины AISI M2. Стальные подложки полировали до шероховатости $Ra \sim 20$ нм с использованием алмазной суспензии.

Химический состав и параметры ТСП^м состава W-S-C приведены в табл. 3.

Трибологические испытания выбранных ТСП^м проводили с использованием однонаправленного скольжения по схеме шарик – диск (рис. 2) в условиях сухого скольжения в воздушной среде (при относительной влажности 30...40 %).

Шарики диаметром 10 мм изготавливали из подшипниковой стали 100Cr6. Испытания выполняли под нормальной нагрузкой $N = 10$ Н со скоростью скольжения $v = 0,1$ м/с, продолжительностью 2500 циклов. Диаметр вращения шарика на диске приняли равным 16 мм согласно схеме аналогичных испытаний, приведенных в работе [12].

В результате трибологических испытаний определены удельные интенсивности изнашивания диска с нанесенным ТСП^м I_d и шарикового контртела $I_{ш}$ и коэффициент трения $f_{тр}$.

Результаты исследований ТСП^м состава W-S-N.

Трибологические испытания ТСП^м состава W-S-N позволили найти коэффициент трения и удельную интенсивность изнашивания $I_{уд}$ при комнатной температуре в условиях возвратно-поступательного скольжения по схеме шарик — плоскость, приведенные в табл. 4 [8]. Удельную

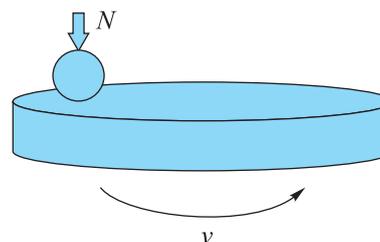


Рис. 2. Схема трибологических испытаний ТСП^м состава W-S-C

Таблица 4

Результаты трибологических испытаний ТСП^м состава W-S-N

ТСП	$f_{тр}$	$I_{уд} \cdot 10^7$, мм ³ /Н·м	Реальный или максимальный ресурс, с	Примечание
WSx	0,09	4,10	820	Ресурс выработан
WSN5	0,15	1,00	1200	Ресурс не выработан
WSN12,5	0,09	0,72	1200	То же
WSN20	0,11	6,10	920	Ресурс выработан

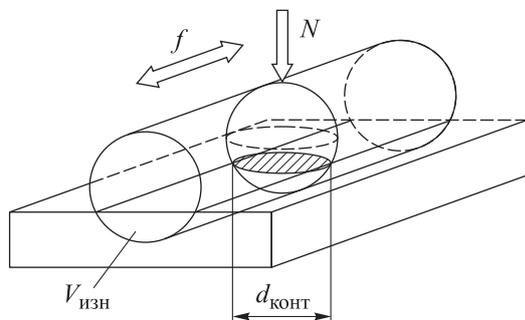


Рис. 3. Схема расчета объема изнашивания ТСП^м состава W-S-N при возвратно-поступательном скольжении пары трения шарик — плоскость

интенсивность изнашивания ТСП^м рассчитывали по формуле

$$I_{уд} = \frac{V_{изн}}{NL},$$

где $V_{изн}$ — объем изнашивания, мм³; L — путь трения, м.

Анализ данных, приведенных в табл. 4, показал следующее:

• ТСП^м WSx и WSN20 изношены до окончания заданного времени испытаний (1200 с) и имеют наибольшие значения удельной ин-

тенсивности изнашивания $I_{уд} = 4,1 \cdot 10^{-7}$ и $6,1 \cdot 10^{-7}$ мм³/Н·м при коэффициенте трения $f_{тр} = 0,09$ и $0,11$ соответственно;

• ТСП^м WSN5 и WSN12,5 в процессе реверсивного трения выработаны не полностью и обладают меньшими значениями удельной интенсивности изнашивания $I_{уд} = 1,0 \cdot 10^{-7}$ и $0,72 \cdot 10^{-7}$ при $f_{тр} = 0,15$ и $0,09$ соответственно.

В связи с необходимостью пересчета удельной интенсивности изнашивания $I_{уд}$, принятой за рубежом, в интенсивность линейного изнашивания I_h , рекомендованную отечественными стандартами, выполнены расчеты объемов изнашивания как сегментов цилиндрических поверхностей (рис. 3).

Экспериментальные и расчетные параметры, полученные при возвратно-поступательном скольжении пары трения шар — плоскость с частотой f для ТСП^м состава W-S-N приведены в табл. 5. Здесь введены следующие обозначения: $\tau_{рев}$ и $\tau_{ск}$ — ресурс пары трения при реверсивном движении и скользящем контакте, $\tau_{ск} = \tau_{рев} K_{сн}$ ($K_{сн}$ — коэффициент снижения ресурса ТСП^м при переходе от скользящего контакта к реверсивному движению); $L_{ск}^*$ — путь трения, пересчитанный от реверсивного движения к скользящему контакту с учетом коэффициента $K_{сн}$ [13, 14]; $S_{конт}$ — площадь контакта; p — контактное давление.

Интенсивность линейного изнашивания рассчитывали по формуле

$$I_h = \frac{\delta}{L_{ск}}, \quad (1)$$

где $L_{ск}$ — путь трения скольжения пары трения.

Значения коэффициента снижения ресурса пар трения с ТСП^с при переходе от скользящего контакта к реверсивному движению, приведенные в работах [13, 14], указаны в табл. 6.

Значения площади контакта $S_{конт}$, указанные в табл. 5, рассчитывали исходя из диаметра

Таблица 5

Экспериментальные и расчетные параметры, полученные при возвратно-поступательном скольжении пары трения шар — плоскость для ТСП^м состава W-S-N

ТСП ^м	$\tau_{рев}$, с	$\tau_{ск}$, с	$L_{ск}^*$, мм	Толщина ТСП ^м δ , мкм	$I_h \cdot 10^9$	$S_{конт}$, мм ²	p , МПа
WSx	820	1750	174 660	1,12	6,41	0,0366	273
WSN5	1200	2560	255 600	1,21	4,73	0,0186	537
WSN12,5	1200	2560	255 600	1,16	4,54	0,0150	669
WSN20	920	1960	196 000	1,10	5,61	0,0515	194

Таблица 6

Значения коэффициента снижения ресурса пар трения с ТСП^с при переходе от скользящего контакта к реверсивному движению

Тип	ТСП ^с		K _{сн}
	Состав		
Molykote 3400A	MoS ₂ (12 %) + эпоксидная смола		2,09 [13]
Molykote 3400A (без Pb)	MoS ₂ (12 %) + эпоксидная смола		0,99...2,07 [13]
ВНИИ НП-230	MoS ₂ + эпоксидное связующее		0,94 [14]
ВНИИ НП-212	MoS ₂ + мочевино-формальдегидная смола		2,26 [14]
ВНИИ НП-250	MoS ₂ + кремнийорганическая смола		1,85 [14]
ВНИИ НП-229	MoS ₂ + силикат натрия		3,78 [14]
Среднее			2,13

пятна контакта шарикового контртела $d_{\text{конт}}$ по схеме, приведенной на рис. 4, а контактное давление p — в зависимости от нормальной нагрузки $N = 10$ Н и площади контакта.

Расчет поверхностной температуры трения $T_{\text{тр}}$ проводили по методике, изложенной в работе [15]. Для оценки температуры трения использовали термокорреляционную зависимость

$$T_{\text{тр}} = 36,49 + 132,23v + 0,535p + 0,234pv - 47,94v^2 - 0,002094p^2. \quad (2)$$

Так как зависимость (2) получена для диапазонов $p = 23,0 \dots 33,7$ МПа и $v = 0,096 \dots 1,224$ м/с,

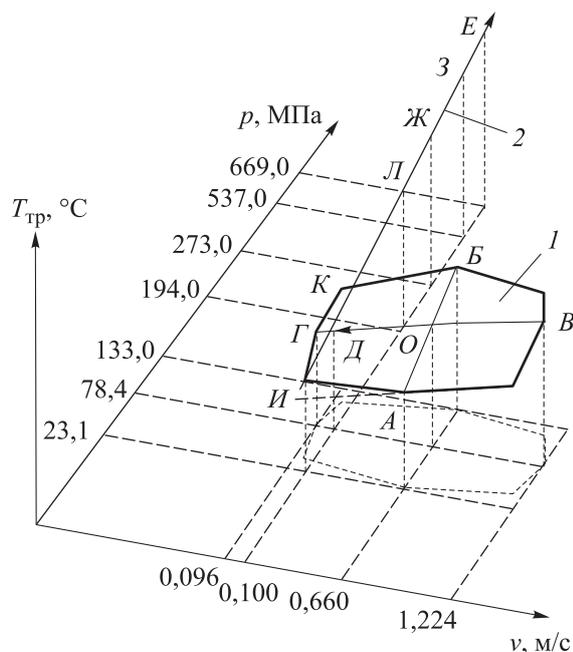


Рис. 4. Схемы первой (1) и второй (2) корректировок при пересчете температуры трения $T_{\text{тр}}$ для условий реверсивного испытания ТСП^м

очевидно, что для нагрузочно-скоростных параметров, приведенных в табл. 4, скорость скольжения $v = 0,1$ м/с входит, а значения контактного давления p выходят за пределы исследованных диапазонов. В связи с этим проведен пересчет температуры трения $T_{\text{тр}}$ согласно схеме, приведенной на рис. 4.

При первой корректировке пересчет выполняли для основного уровня контактного давления $p = 78,4$ МПа. Ординаты точек кривой ВОЕ рассчитывали путем преобразования зависимости (2), которая для указанного давления приобрела вид

$$T_{\text{тр}} = 65,52 + 150,53v - 47,94v^2.$$

В точке Д, соответствующей скорости скольжения $v = 0,1$ м/с, температуры трения составила $80,1$ °С.

При второй корректировке сначала рассчитывали ординаты точек кривой АОВ для основного уровня скорости скольжения $v = 0,66$ м/с по выражению (2), приняв вид

$$T_{\text{тр}} = 102,88 + 0,6894p - 0,002094p^2. \quad (3)$$

После расчета разницы температур $T_{\text{тр}}$ точек О и Д уравнение (3) преобразовали в уравнение кривой ИГК, адекватно описываемое выражением

$$T_{\text{тр}} = 19,8p^{0,3185}. \quad (4)$$

С помощью уравнения (4) определяли ординаты искомых точек Л, Ж, З, Е, соответствующие расчетным значениям поверхностной температуры трения $T_{\text{тр}}$, приведенным в табл. 7. Там же указаны значения параметров I_h и $f_{\text{тр}}$.

Таблица 7

Расчетные параметры поверхностной температуры трения для ТСП^м состава W-S-N

ТСП ^м	$T_{тр}, ^\circ\text{C}$	$I_h \cdot 10^9$	$f_{тр}$
WSx	106	6,41	0,09
WSN5	118	4,73	0,15
WSN12,5	146	4,54	0,09
WSN20	157	5,61	0,11

Результаты исследований ТСП^м состава W-S-C. Результаты трибологических испытаний ТСП^м состава W-S-C по схеме однонаправленного скольжения пары трения шарик — диск в условиях нормальной атмосферы приведены в табл. 8.

Объем изнашивания ТСП^м диска в паре скольжения шарик — диск оценивали по схеме, рекомендованной в работе [16], где его рассчитывали с помощью схемы, приведенной на рис. 5, по формуле

$$V_d = \pi R(S_1 + S_2 + S_3 + S_4)/4.$$

Здесь R — радиус центра дорожки износа; S_1, S_2, S_3, S_4 — площади поперечных площадей износа в перпендикулярных плоскостях (как сегментов износа от шарикового контртела).

При расчете результатов трибологических испытаний ТСП^м состава W-S-C принято условие

$$S_1 = S_2 = S_3 = S_4 = S_{сегм}.$$

Схема изнашивания диска с ТСП^м состава W-S-C при трибологических испытаниях приведена на рис. 6, где h — глубина износа; c — ширина дорожки трения.

Для 2500 циклов испытаний путь трения скольжения пары шар — плоскость $L_{ск} = 125,6$ м. Интенсивность линейного изнашивания рассчитывали по формуле (1). В результате расчетов получены данные, приведенные в табл. 9.

Таблица 9

Экспериментальные и расчетные параметры, полученные при трибологических испытаниях пары шар — плоскость для ТСП^м состава W-S-C

ТСП ^м	$V, \text{мм}^3$	$S_{сегм}, \text{мм}^2$	$h, \text{мм}$	$c, \text{мм}$	$S_{конт}, \text{мм}^2$	$p, \text{МПа}$	$I_h \cdot 10^9$
D1-450	0,01884	0,00075	0,00317	0,356	0,0995	101	12,70
D2-17	0,00628	0,00025	0,00152	0,247	0,0479	209	20,70
D3-17	0,001256	0,00005	0,000526	0,145	0,0165	606	9,95
D4-38	0,005024	0,0002	0,00131	0,229	0,0412	243	8,76

Таблица 8

Результаты трибологических испытаний ТСП^м состава W-S-C по схеме однонаправленного скольжения пары трения шарик — диск

ТСП ^м	$I_d \cdot 10^5, \text{мм}^3/\text{Н}\cdot\text{м}$	$I_{ш} \cdot 10^9, \text{мм}^3/\text{Н}\cdot\text{м}$	$f_{тр}$
D1-450	1,5	14,50	0,750
D2-17	0,5	2,00	0,120
D3-17	0,1	12,00	0,750
D4-38	0,4	1,15	0,125

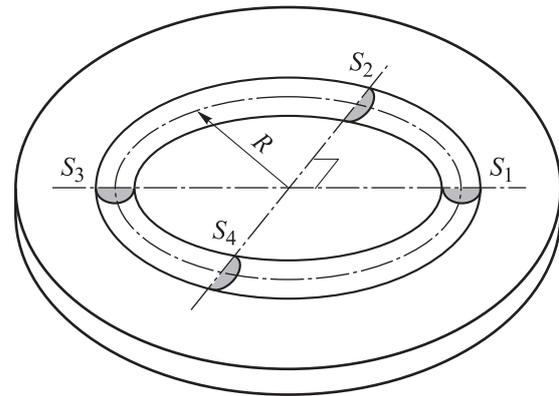


Рис. 5. Схема расчета объема изнашивания диска в паре трения шарик — диск

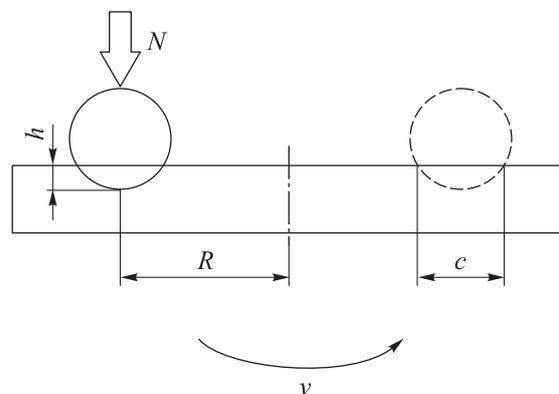
Рис. 6. Схема изнашивания диска с ТСП^м состава W-S-C при трибологических испытаниях

Таблица 10

Параметры ТСП^м состава W-S-C и ТСП^с ВНИИ НП-212

Тип покрытия	Параметры			
	ТСП ^м			ТСП ^с
	$T_{тр}, °C$	$f_{тр}$	$I_h \cdot 10^9$	$I_h \cdot 10^9$
D1-450	86,1	0,75	12,70	10,10
D2-17	108,7	0,12	20,70	11,90
D3-17	114,1	0,75	9,95	13,10
D4-38	152,5	0,125	8,76	14,70

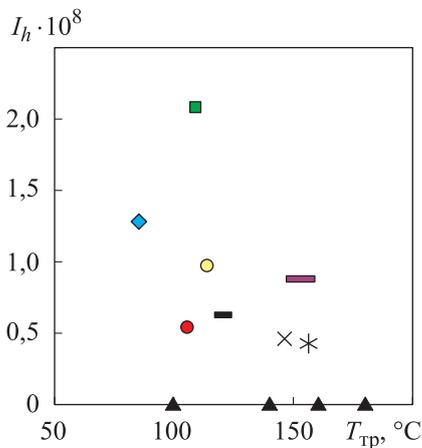


Рис. 7. Зависимости интенсивности линейного изнашивания I_h от расчетной поверхностной температуры трения $T_{тр}$ для разных ТСП:

- ◆ — D1-450; ■ — D2-17; ○ — D3-17;
- — D4-38; ▲ — ВНИИ НП-212;
- — WSx; × — WSN5;
- * — WSN12,5; ● — WSN20

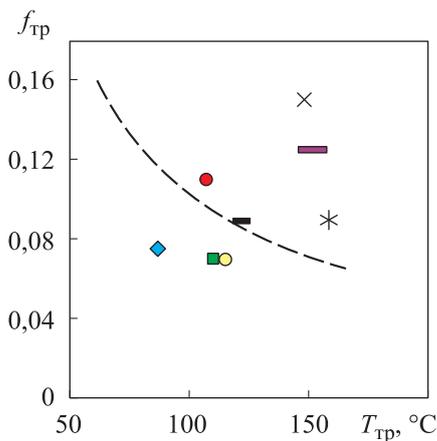


Рис. 8. Зависимости коэффициента трения $f_{тр}$ от расчетной поверхностной температуры трения $T_{тр}$ для разных ТСП:

- — ВНИИ НП-212; ■ — WSx;
- × — WSN5; * — WSN12,5;
- — WSN20; ◆ — D1-450;
- — D2-17; ○ — D3-17; ■ — D4-38

Расчет поверхностной температуры трения $T_{тр}$ проводили по ранее изложенной методике с использованием формулы (2) по схеме, показанной на рис. 7.

Полученные в результате расчетов значения поверхностной температуры трения $T_{тр}$ для различных ТСП^м приведены в табл. 10. Там же для сравнения указаны значения I_h для ТСП^с ВНИИ НП-212 (см. табл. 6), рассчитанные с помощью предлагаемой зависимости

$$I_h = 7,034 \cdot 10^{-11} e^{0,0035T_{тр}} + 7,049 \cdot 10^{-14} e^{0,0296T_{тр}}$$

Зависимости интенсивности линейного изнашивания I_h от расчетной поверхностной температуры трения $T_{тр}$ для ТСП^м составов W-S-N, W-S-C и ТСП^с ВНИИ НП-212 приведены на рис. 7.

С использованием данных табл. 7, 10 и зависимости коэффициента трения для ТСП^с ВНИИ НП-212 [11]

$$f_{тр} = 0,01197 + 8,81T_{тр} \quad (4)$$

построен график, приведенный на рис. 8.

Выводы

1. Для ТСП разработана методика пересчета удельной интенсивности изнашивания пар трения зарубежного производства, функционирующих по схеме шарик — плоскость реверсивного и вращательного движений, к интенсивности линейного изнашивания I_h фрикционных сопряжений с ТСП, рекомендованной для трибологических сопряжений отечественным стандартом.

2. Для ТСП^м состава W-S-N толщиной $\delta = 1,10 \dots 1,21$ мкм и ТСП^м W-S-C толщиной $\delta = 1,1 \dots 2,6$ мкм для условий установившегося режима в нормальной атмосфере применительно к паре трения шарик — плоскость рассчитаны контактные давления, изменяющиеся в диапазоне $p = 101 \dots 669$ МПа, для диаметра закаленного шарика $d = 10$ мм и нормальной нагрузки $N = 10$ Н, а также значения поверхностной температуры трения, изменяющейся в диапазоне $T_{тр} = 86,1 \dots 152,5$ °C.

3. Анализ результатов расчета позволил установить следующее:

- у ТСП^м состава W-S-C интенсивность линейного изнашивания в 60–125 раз, а у ТСП^м состава у W-S-N в 40–63 раза выше, чем у ТСП^с ВНИИ НП-212;

- наименьшую интенсивность линейного изнашивания имеют ТСП^М WSN12,5 ($I_h = 4,45 \cdot 10^{-9}$) и WSN5 ($I_h = 4,73 \cdot 10^{-9}$);
- коэффициент трения ТСП^М состава W-S-N, изменяющийся в интервале 0,09...0,15 выше, чем у ТСП^С ВНИИ НП-212;
- коэффициент трения ТСП^М состава W-S-C, изменяющийся в диапазоне $f_{тр} = 0,075...0,120$ ниже, чем у ТСП^С ВНИИ НП-212, за исключением ТСП^М D4-38 ($f_{тр} = 0,125$).

Литература

- [1] Polcar T., Cavaleiro A. Review on self-lubricant transition metal dichalcogenide nanocomposite coatings alloyed with carbon. *Surf. Coat. Technol.*, 2011, vol. 206, no. 4, pp. 686–695, doi: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2011.03.004>
- [2] Hilton M.R. Fracture in MoS₂ solid lubricant films. *Surf. Coat. Technol.*, 1994, vol. 68–69, pp. 407–415, doi: [https://doi.org/10.1016/0257-8972\(94\)90194-5](https://doi.org/10.1016/0257-8972(94)90194-5)
- [3] Donnet C., Erdemir A. Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings. *Surf. Coat. Technol.*, 2004, vol. 180–181, pp. 76–84, doi: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2003.10.022>
- [4] Roberts E.W. Thin solid lubricant films in space. *Tribol. Int.*, 1990, vol. 23, no. 2, pp. 95–104, doi: [https://doi.org/10.1016/0301-679X\(90\)90042-N](https://doi.org/10.1016/0301-679X(90)90042-N)
- [5] Scharf T.W., Prasad S.V. Solid lubricants: a review. *J. Mater. Sci.*, 2013, 48, no. 2, pp. 511–531, doi: <https://doi.org/10.1007/s10853-012-7038-2>
- [6] Voevodin A.A., O'Neill J.P., Prasad S.V. et al. Nanocrystalline WC and WC/a-C composite coatings produced from intersected plasma fluxes at low deposition temperatures. *J. Vac. Sci. Technol. A*, 1999, vol. 17, no. 3, pp. 986–992, doi: <https://doi.org/10.1116/1.581674>
- [7] Voevodin A.A., Neill J.P.O., Zabinski J.S. WC/DLC/WS₂ nanocomposite coatings for aerospace tribology. *Tribol. Lett.*, 1999, vol. 6, no. 2, pp. 75–78, doi: <https://doi.org/10.1023/A:1019163707747>
- [8] Yaqub T.B., Al-Rjoub A., Cavaleiro A. et al. Exploring the industrial implementation of W-S-N coatings: a detailed study of the synthesis, compositional, structural, mechanical and multi-environment lubrication properties. *J. Mater. Res. Technol.*, 2022, vol. 18, pp. 547–563, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.02.116>
- [9] Vuchkov T., Yaqub T.B., Evaristo M. Et al. Synthesis, microstructural, and mechano-tribological properties of self-lubricating W-S-C(H) thin films deposited by different RF magnetron sputtering procedures. *Coatings*, 2020, vol. 10, no. 3, art. 272, doi: <https://doi.org/10.3390/coatings10030272>
- [10] Хопин П.Н. Термокореляционный подход к оценке работоспособности пар трения с твердосмазочными покрытиями для условий нормальной атмосферы. *Тр. XI между. науч.-тех. конф. Трибология — машиностроению*. Москва, ИКИ, 2016, с. 254–255.
- [11] Хопин П.Н. Оценка антифрикционных характеристик пар трения с твердосмазочными покрытиями для различных условий функционирования. *Трение и износ*, 2015, т. 36, № 5, с. 491–497.
- [12] Yaquba T.B., Vuchkov T., Bruyèrec S. et al. A revised interpretation of the mechanisms governing low friction tribolayer formation in alloyed-TMD self-lubricating coatings. *Appl. Surf. Sci.*, 2022, vol. 571, art. 151302, doi: <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2021.151302>
- [13] Хопин П.Н., Трунова Е.А. Сравнительная оценка работоспособности пар трения с твердосмазочными покрытиями зарубежного производства при скользящем и реверсивном движениях. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2018, № 10, с. 47–55, doi: <http://dx.doi.org/10.18698/0536-1044-2018-10-47-55>
- [14] Хопин П.Н., Козлова О.В., Горбач Л.Е. Оценка долговечности пар трения с твердосмазочными покрытиями при реверсивном движении. *Трение и износ*, 2018, т. 39, № 6, с. 649–656.
- [15] Хопин П.Н. Термокореляционный подход к оценке работоспособности пар трения с твердосмазочными покрытиями для условий нормальной атмосферы. *Трибология — Машиностроению. Тр. XI Между. науч.-техн. конф.* Москва, Изд-во ИКИ, 2016, с. 254–255.

- [16] Тополянский П.А., Тополянский А.П., Ермаков С.А. и др. Аттестация триботехнических свойств упрочняющих тонкопленочных покрытий. *Трение и смазка в машинах и механизмах*, 2014, № 8, с. 20–29.

References

- [1] Polcar T., Cavaleiro A. Review on self-lubricant transition metal dichalcogenide nanocomposite coatings alloyed with carbon. *Surf. Coat. Technol.*, 2011, vol. 206, no. 4, pp. 686–695, doi: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2011.03.004>
- [2] Hilton M.R. Fracture in MoS₂ solid lubricant films. *Surf. Coat. Technol.*, 1994, vol. 68–69, pp. 407–415, doi: [https://doi.org/10.1016/0257-8972\(94\)90194-5](https://doi.org/10.1016/0257-8972(94)90194-5)
- [3] Donnet C., Erdemir A. Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings. *Surf. Coat. Technol.*, 2004, vol. 180–181, pp. 76–84, doi: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2003.10.022>
- [4] Roberts E.W. Thin solid lubricant films in space. *Tribol. Int.*, 1990, vol. 23, no. 2, pp. 95–104, doi: [https://doi.org/10.1016/0301-679X\(90\)90042-N](https://doi.org/10.1016/0301-679X(90)90042-N)
- [5] Scharf T.W., Prasad S.V. Solid lubricants: a review. *J. Mater. Sci.*, 2013, 48, no. 2, pp. 511–531, doi: <https://doi.org/10.1007/s10853-012-7038-2>
- [6] Voevodin A.A., O'Neill J.P., Prasad S.V. et al. Nanocrystalline WC and WC/a-C composite coatings produced from intersected plasma fluxes at low deposition temperatures. *J. Vac. Sci. Technol. A*, 1999, vol. 17, no. 3, pp. 986–992, doi: <https://doi.org/10.1116/1.581674>
- [7] Voevodin A.A., Neill J.P.O., Zabinski J.S. WC/DLC/WS₂ nanocomposite coatings for aerospace tribology. *Tribol. Lett.*, 1999, vol. 6, no. 2, pp. 75–78, doi: <https://doi.org/10.1023/A:1019163707747>
- [8] Yaqub T.B., Al-Rjoub A., Cavaleiro A. et al. Exploring the industrial implementation of W-S-N coatings: a detailed study of the synthesis, compositional, structural, mechanical and multi-environment lubrication properties. *J. Mater. Res. Technol.*, 2022, vol. 18, pp. 547–563, doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.02.116>
- [9] Vuchkov T., Yaqub T.B., Evaristo M. Et al. Synthesis, microstructural, and mechano-tribological properties of self-lubricating W-S-C(H) thin films deposited by different RF magnetron sputtering procedures. *Coatings*, 2020, vol. 10, no. 3, art. 272, doi: <https://doi.org/10.3390/coatings10030272>
- [10] Khopin P.N. [Thermocorrelation approach to the assessment of friction pair workability with lubricant solid films in conditions of standard atmosphere]. *Tr. XI mezhd. nauch.-tekh. konf. Tribologiya — mashinostroeniye* [Proc. XI Int. Sci.-Tech. Conf. Tribology to Machine Building]. Moscow, IKI Publ., 2016, pp. 254–255. (In Russ.).
- [11] Khopin P.N. Assessment of antifriction characteristics of friction pairs with solid-lubricating coatings under various operating conditions. *Trenie i iznos*, 2015, vol. 36, no. 5, pp. 491–497. (In Russ.). (Eng. version: *J. Frict. Wear*, 2015, vol. 36, no. 5, pp. 374–379, doi: <https://doi.org/10.3103/S1068366615050074>)
- [12] Yaquba T.B., Vuchkov T., Bruyèrec S. et al. A revised interpretation of the mechanisms governing low friction tribolayer formation in alloyed-TMD self-lubricating coatings. *Appl. Surf. Sci.*, 2022, vol. 571, art. 151302, doi: <https://doi.org/10.1016/j.apsusc.2021.151302>
- [13] Khopin P.N., Trunova E.A. A comparative assessment of efficiency of foreign-made friction pairs with solid lubricant coating when in sliding and reverse motion. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie* [BMSTU Journal of Mechanical Engineering], 2018, no. 10, pp. 47–55, doi: <http://dx.doi.org/10.18698/0536-1044-2018-10-47-55> (in Russ.).
- [14] Khopin P.N., Kozlova O.V., Gorbach L.E. Durability evaluation for friction pairs with solid lubrication coatings under reverse motion. *Trenie i iznos*, 2018, vol. 39, no. 6, pp. 649–656. (In Russ.). (Eng. version: *J. Frict. Wear*, 2018, vol. 39, no. 6, pp. 505–511, doi: <https://doi.org/10.3103/S1068366618060053>)
- [15] Khopin P.N. [Thermocorrelation approach to assessing the performance of friction pairs with solid lubricant coating for normal atmospheric conditions]. *Tribologiya — Mashinostroeniye. Tr. XI Mezhd. nauch.-tekh. konf.* [Tribology — to Machine Building. Proc. XI Int. Sci.-Tech. Conf.]. Moscow, Izd-vo IKI Publ., 2016, pp. 254–255. (In Russ.).

- [16] Topolyanskiy P.A., Topolyanskiy A.P., Ermakov S.A. et al. Qualification of thin-film coatings tribological behavior. *Trenie i smazka v mashinakh i mekhanizmaxh*, 2014, no. 8, pp. 20–29. (In Russ.).

Статья поступила в редакцию 13.05.2022

Информация об авторе

ХОПИН Петр Николаевич — доктор технических наук, доцент, профессор кафедры «Технология производства и эксплуатации двигателей летательных аппаратов». МАИ (125993, Москва, А-80, ГСП-3, Волоколамское шоссе, д. 4, e-mail: chopinp@mail.ru).

Information about the author

KHOPIN Peter Nikolaevich — Doctor of Science (Eng.), Associate Professor, Department of Manufacturing Technology and Operation of the Aircraft Engines. Moscow Aviation Institute (125993, Moscow, Russian Federation, A-80, GSP-3, Volokolamskoe Shosse, Bldg. 4; e-mail: chopinp@mail.ru).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Хопин П.Н. Сравнительная оценка триботехнических характеристик комбинированных твердосмазочных покрытий составов W-S-N и W-S-C магнетронного нанесения для условий нормальной атмосферы. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2022, № 12, с. 124–134, doi: 10.18698/0536-1044-2022-12-124-134

Please cite this article in English as:

Khopin P.N. Comparative Evaluation of Tribotechnical Characteristics of the W-S-N and W-S-C Composition Combined Solid Lubricating Coatings of Magnetron Application for the Normal Atmospheric Conditions. *BMSTU Journal of Mechanical Engineering*, 2022, no. 12, pp. 124–134, doi: 10.18698/0536-1044-2022-12-124-134



Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана
предлагает читателям учебное пособие

«Основы проектирования активно-реактивных снарядов с прямоточным воздушно-реактивным двигателем на твердом топливе»

Авторы: В.Е. Смирнов, И.Е. Никитина, Л.А. Розанов

Изложены вопросы устройства и проектирования активно-реактивных снарядов для современных артиллерийских комплексов, оснащенных прямоточными воздушно-реактивными двигателями на твердом топливе (ПВРД на ТТ). Рассмотрены термодинамические основы функционирования и показатели снарядных ПВРД на ТТ, применяемые для них топлива, а также назначение и принцип работы газогенераторного контура ПВРД ТТ. Показаны перспективы увеличения дальности стрельбы артиллерийских боеприпасов за счет применения энергетических установок на твердом топливе.

Для студентов, обучающихся по специальности «Стрелково-пушечное, артиллерийское и ракетное оружие», изучающих дисциплины «Проектирование управляемых артиллерийских снарядов» и «Специальные двигатели ракетного оружия», может представлять интерес для студентов ряда смежных специальностей, аспирантов и инженеров.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, к. 1.
Тел.: +7 499 263-60-45, факс: +7 499 261-45-97;
press@bmstu.ru; <https://bmstu.press>