

УДК 621.7:669.65.018.24

ВЛИЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ НА ИЗНОС БАББИТА

Н. П. БАРЫКИН, И. Р. АСЛАНЯН, Ф. А. САДЫКОВ

Институт проблем сверхпластичности металлов РАН
Тел: (3472) 25 37 50 E-mail: imsp11@anrb.ru

Обобщены результаты исследований авторов по влиянию структурного состояния на износостойкость литых антифрикционных материалов. На основе вычислительного эксперимента обоснован высокоэффективный способ поверхностной деформационно-термической обработки элементов трибосопряжений для машиностроения, энергетики и других отраслей

Антифрикционные материалы; поверхностная пластическая деформация; математическое моделирование; структурное состояние; износостойкость

Результаты систематических экспериментальных исследований по влиянию степени дисперсности структуры на износостойкость литых антифрикционных материалов [1–9] показали существенное влияние структурного состояния (размер зерна, фазовый состав, текстура и др.) для типовых промышленных сплавов (табл. 1). При этом актуальной научно-технической проблемой является обоснование и разработка эффективных способов деформационно-термической обработки элементов трибосопряжений (в частности подшипников скольжения) [6–9] в машиностроении, энергетике и других отраслях. В этой связи использование процессов поверхностного пластического деформирования (ППД) в качестве финишных операций при изготовлении элементов трибосопряжений представляет особый интерес, поскольку наряду с повышением размерно-геометрической точности деталей повышаются эксплуатационные свойства поверхностного слоя. Кроме того, процессы ППД существенно более технологичны, чем известные способы интенсивной пластической деформации, представленные в табл. 1, и обеспечивают реализацию значительных величин накопленной пластической деформации и возможность регулирования параметров напряженно-деформированного состояния в условиях сложного нагружения.

В качестве объекта исследования был выбран наиболее распространенный антифрикционный материал – баббит Б83 системы Sn-Sb-Cu (Cu – 5,5–6,5% вес., Sb – 10–12% вес., ост. – Sn), применяемый для изготовления вкладышей подшипников скольжения в машиностроении, энергетике и других отраслях.

Поверхностная пластическая деформация производилась методом обкатки сферическим роликом из закаленной стали ШХ-15 радиусом $R = 10$ мм на токарно-винторезном станке марки SUI-40. На первом этапе поверхностная пластическая обработка выполнялась при следующих условиях: скорость вращения $V = 112$ об/мин; подача $S = 0,3$ мм/об; нагрузка $F = 200$ Н; число проходов $Z = 12, 16, 20$ и 24 (режим 2). На втором этапе – скорость вращения $V = 105$ об/мин; подача $S = 0,3$ мм/об; нагрузка $F = 500$ Н; число проходов $Z = 2, 4, 6$ и 8 (режим 3). На третьем этапе был реализован жесткий режим поверхностной пластической обработки: скорость вращения $V = 224$ об/мин; подача $S = 0,1$ мм/об; нагрузка $F = 700, 800, 1000$ Н и число проходов $Z = 10, 16, 20$ (режим 4).

Для оценки триботехнических свойств модифицированного поверхностного слоя баббита на образцах с различными режимами поверхностной пластической обработки были проведены измерения микротвердости и

Свойства антифрикционных материалов
в зависимости от степени дисперсности структуры

Материал	Способ деформационно-термической обработки	Размер зерна, мкм	Твердость	Интенсивность износа, мг/мм ³	
Медь	Исходное состояние	60...80	800 МПа	$6,7 \times 10^{-8}$	
	Кручение на наковальне Бриджмена	0,1...0,2	1400 МПа	$3,9 \times 10^{-8}$	
	Кручение на наковальне Бриджмена + отжиг 800 °С	40...60	700 МПа	$7,8 \times 10^{-8}$	
	РКУ прессование	вдоль оси	0,1...0,2	HV ₃₀ = 127	$5,5 \times 10^{-8}$
		поперек			$10,5 \times 10^{-8}$
	РКУ прессование + отжиг 200° С	вдоль оси	—	HV ₃₀ = 68	$10,4 \times 10^{-8}$
		поперек			$12,0 \times 10^{-8}$
	РКУ прессование + отжиг 600° С	вдоль оси	—	HV ₃₀ = 50	$3,7 \times 10^{-8}$
поперек		$7,3 \times 10^{-8}$			
Бронза	Исходное состояние	дендриты	2400 МПа	$6,2 \times 10^{-7}$	
	Кручение на наковальне Бриджмена + отжиг 600° С	0,2...0,3	2000 МПа	$1,8 \times 10^{-7}$	
Латунь ЛС-59	Исходное состояние	дендриты	HV ₃₀ = 170	$2,8 \times 10^{-7}$	
	Закалка с 840° С	100...200	HV ₃₀ = 140	$5,1 \times 10^{-7}$	
	Холодная прокатка и отжиг при 300° С	1...2	HV ₃₀ = 250	$2,2 \times 10^{-7}$	
Баббит Б83	Исходное состояние	100*	26,9 НВ	$11,5 \times 10^{-8}$	
	Отжиг 200° С, 2 часа	150*	26,8 НВ	$11,5 \times 10^{-8}$	
	Отжиг 100° С + осадка	50*	22,8 НВ	$9,7 \times 10^{-8}$	

* Размер зерна относится к β -фазе.

прочности τ_{np} на срез адгезионных связей, образующихся на фрикционном контакте со сферическим индентором из закаленной стали Fe-1%Cr-0,4%С (HRC_Э 40÷45). Микротвердость измеряли на приборе ПМТ-3М при нагрузке 0,05 кг. Критерий совместимости (величина схватываемости при трении) оценивали на специальной установке — адгезиомере с динамометрическим датчиком [8] — как отношение $K_C = \tau_{np}/p_{rn}$, где p_{rn} — предельные нормальные напряжения на контакте, соответствующие пластическим деформациям.

Трибологические испытания были выполнены с помощью машины трения СМЦ-2 по схеме трения диск-колодка при сухом трении при следующих условиях: скорость скольжения — $0,79 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$, давление — $0,5\text{--}3,5 \text{ МПа}$ и путь трения — до 25 км. Интенсивность износа определяли по формуле

$$I = \Delta m / L \cdot A,$$

где Δm — потеря массы; L — путь трения; A — площадь контакта.

Для исследования структуры использовали оптический и электронный микроскопы (Neofot-32, JSM-840).

С целью прогнозирования рациональных режимов ППД и сокращения объема экспериментальных исследований было проведено математическое моделирование плоско-напряженно-деформированного состояния процесса обкатки на базе универсального пакета прикладных программ ANSYS 5.5.1.

Конечно-элементная модель образца была создана с использованием «Solid 42»-элемента. Этот двухмерный призматический элемент определен четырьмя узловыми точками (в вершинах призмы), которые имеют две степени свободы в каждой узловой точке — возможно перемещение в направлении X и Y . Моделирование контакта было создано с использованием элемента «Сontac 48», который позволяет описывать контакт или скольжение между двумя поверхностями в двух направлениях. Элемент имеет две степени свободы в каждом узле в направлении X и Y .

Режим нагружения образцов описывался следующим образом: задавалось внедрение ролика в полосу на величину подачи, а затем задавалось протягивание полосы на величину 10 мм. Расчеты выполнялись при следующих условиях: модуль Юнга — $E = 210000 \text{ МПа}$ (для стали) и $E = 49000 \text{ МПа}$ (для баббита).

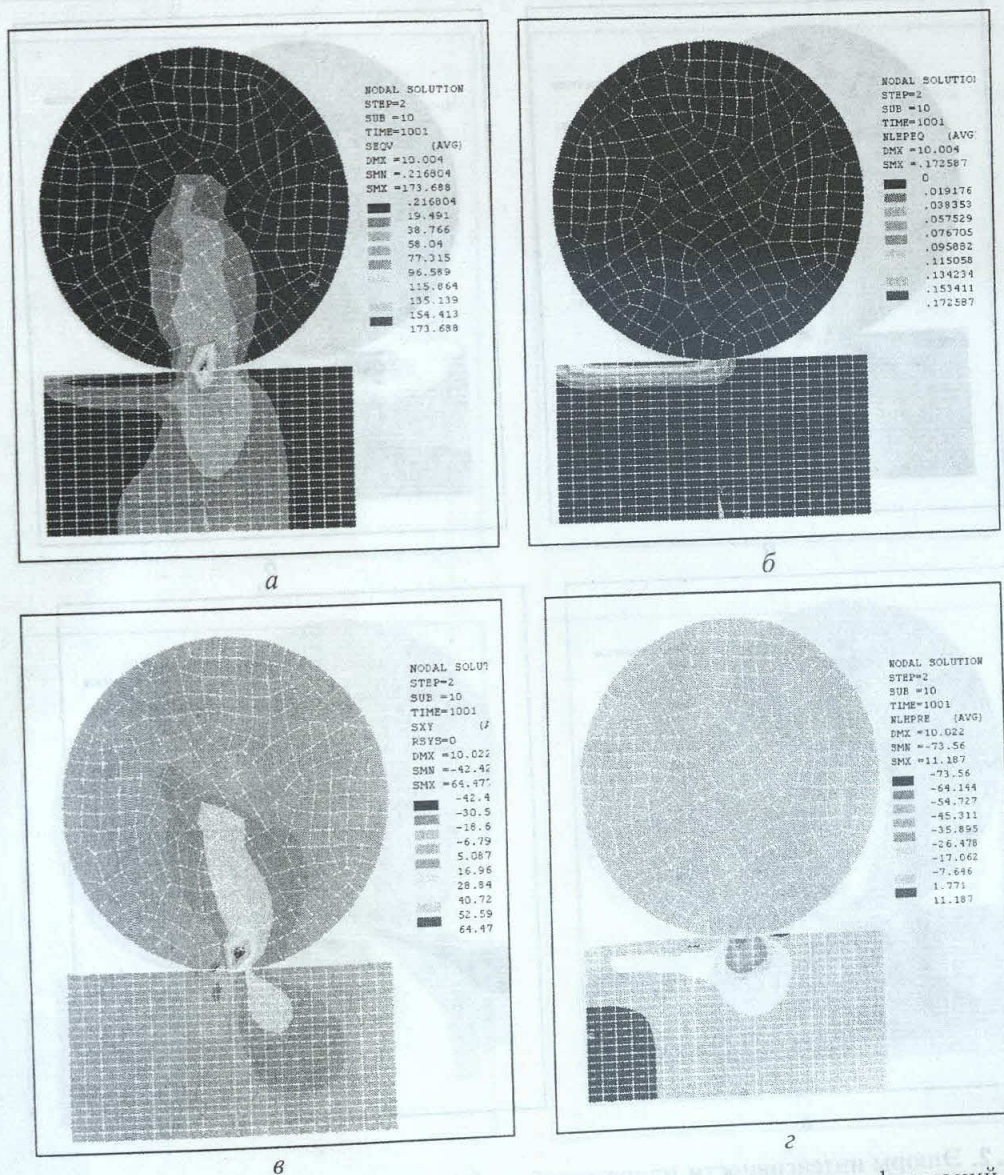


Рис. 1. Эпюры интенсивности напряжений σ_{ii} (а), интенсивности деформаций ϵ (б), касательных напряжений τ_{xy} (в) и среднего напряжения σ_o (г) при одном проходе ролика и внедрении 0,1 мм

та); коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$; внедрение (подача инструмента) $S = 0,3$ мм; коэффициент трения $-0,005$; предел текучести баббита $\sigma_s = 68,3$ МПа.

В результате численного анализа были получены компоненты тензоров напряжений и деформаций в плоской конечно-элементной модели контакта ролика и вкладыша. Типовые картины распределения компонент напряжений и деформаций в инструменте и по толщине заготовки приведены на рис. 1-3.

В результате обработки экспериментальных данных для пластической области были рассчитаны показатель напряженного состояния $k = (\sigma_1 + \sigma_2 + 3)/\sigma_i$ и скалярный па-

раметр поврежденности $\omega = \lambda_{\text{нак}}/\lambda_p$. При расчете скалярного параметра поврежденности использована методика [10] для определения предельных значений степени деформации сдвига, соответствующей разрушению материала λ_p в зависимости от показателя напряженного состояния. Из рис. 1,б видно, что деформация по мере удаления от поверхности обработки равномерно уменьшается. Однако у самой поверхности она несколько меньше максимальной, которая расположена на некоторой глубине (рис. 2, в, 3, в). Показатель k изменяется от величин ($k = -3 \dots -5$), соответствующих объемному сжатию на оси симметрии отпечатка ролика, до

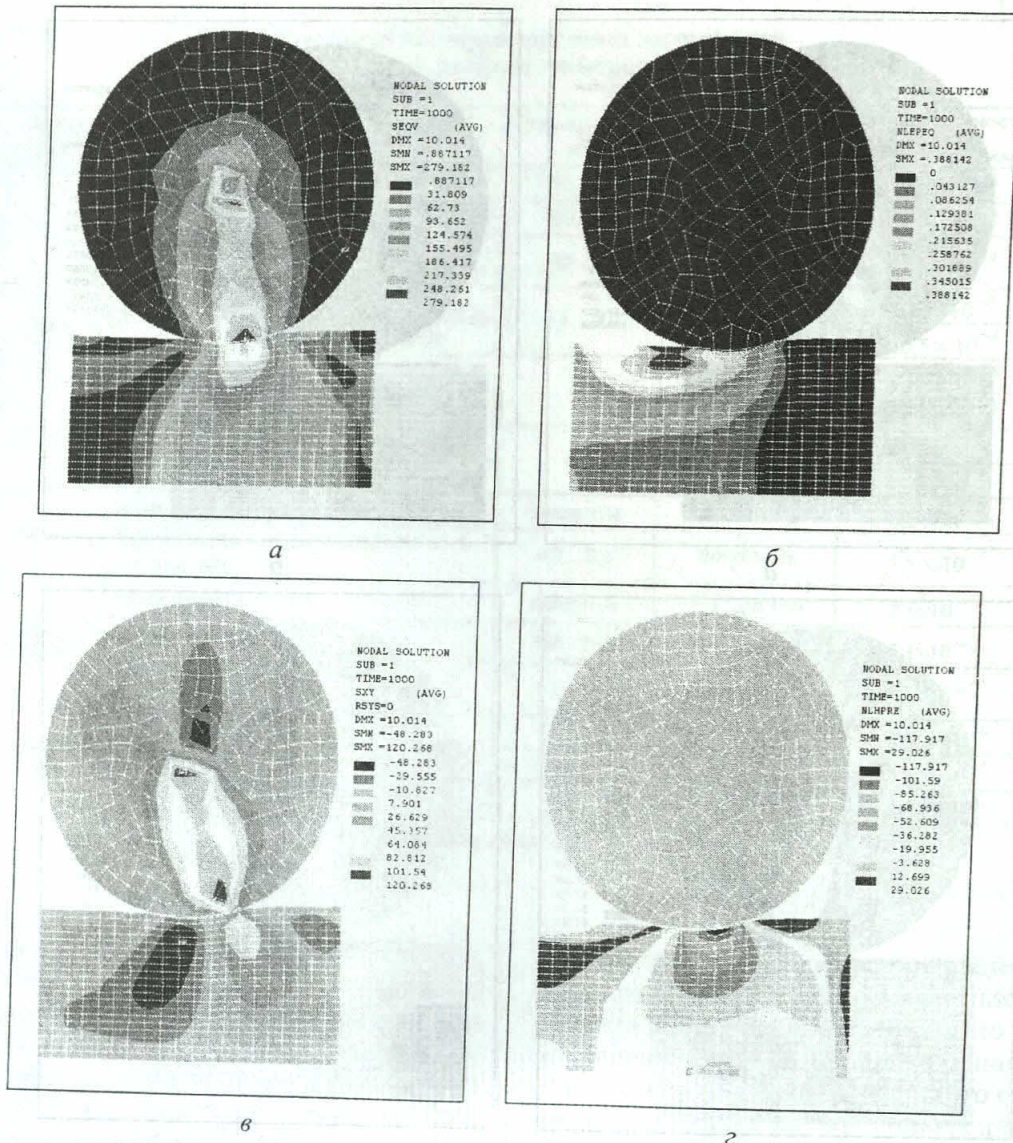


Рис. 2. Эпюры интенсивности напряжений σ_{ii} (а), интенсивности деформаций ϵ (б), касательных напряжений τ_{xy} (в) и среднего напряжения σ_o (г) при 20 проходах ролика и суммарном внедрении 1,0 мм

значений ($k = 0$), соответствующих сдвигу, и $k \rightarrow 1$, соответствующих объемному растяжению, у края лунки в области пластической волны (рис. 1,з, 2,з, 3,з). Оценка скалярного параметра поврежденности ω показала, что наиболее опасными зонами являются места, где $k > 0$, при этом $\omega = 0,25 \dots 0,41$.

Анализ напряженно-деформированного слоя показал, что при ППД происходит немонокотное деформирование, сущность которого заключается в образовании наплыва перед роликом с последующим его вдавливанием. При этом происходит знакопеременное деформирование, изменение знака компонент деформаций и показателя напряженного со-

стояния k вдоль очага деформации. Показатель вида напряженного состояния (параметр Лоде μ) при этом изменяется от значений $\mu = 0,17$ до $\mu = 1,35$. Достоверность полученных результатов подтверждается результатами работы [11].

Известно [12], что немонотонная деформация может повышать ресурс пластичности материала и накопленную пластическую деформацию до разрушения. Результаты моделирования показали также, что увеличение числа проходов приводит к изменению параметра вида деформационного состояния μ (параметр Лоде): при одном проходе $\mu = 0,685$, а при 20 проходах $\mu = 0,19$.

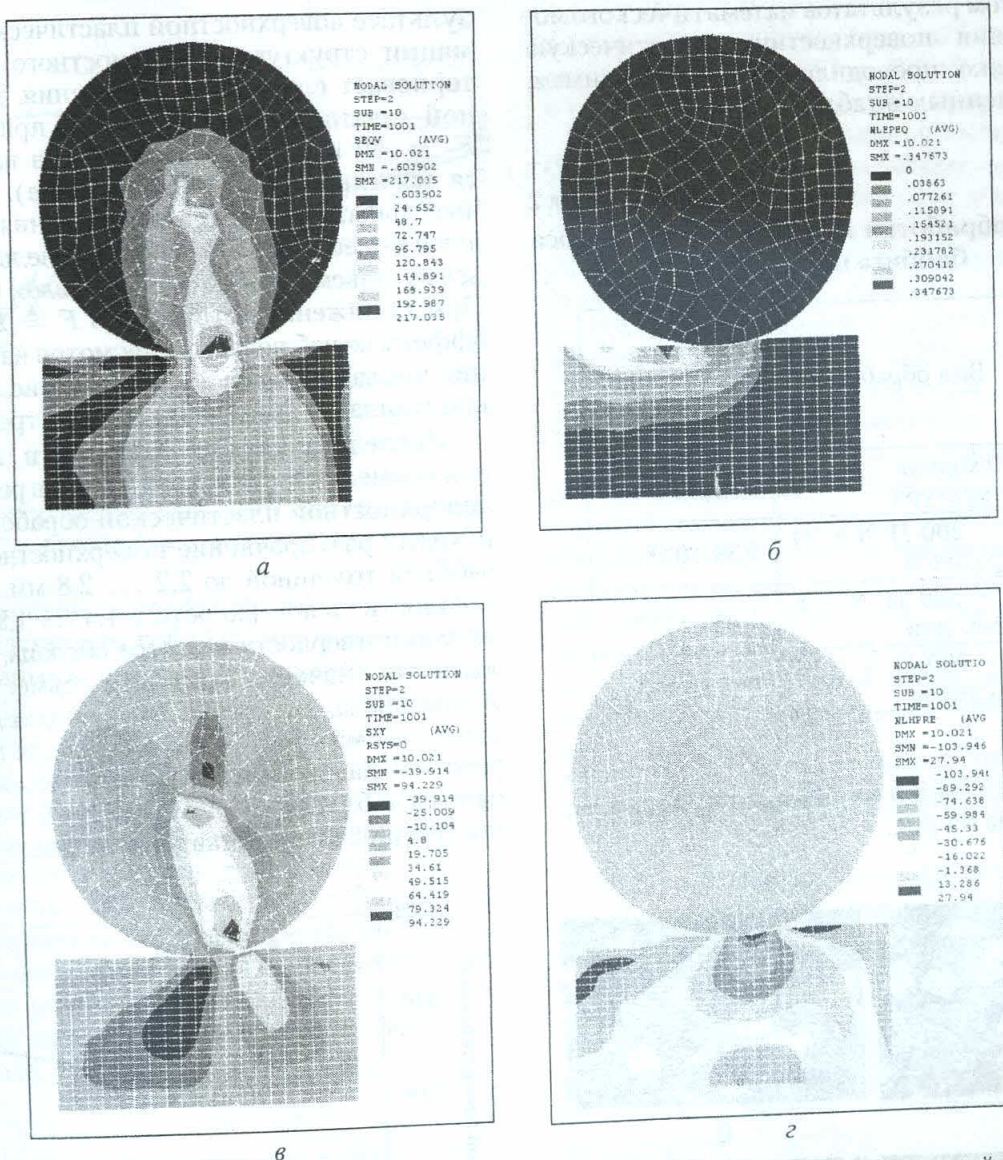


Рис. 3. Эпюры интенсивности напряжений σ_{ii} (а), интенсивности деформаций ϵ (б), касательных напряжений τ_{xy} (в) и среднего напряжения σ_o (г) при одном проходе ролика и внедрении 1,0 мм

Анализ глубины проникновения пластической деформации является основной задачей при проектировании технологического процесса и выборе параметров обкатывания. На основании проведенных исследований можно сказать, что увеличение количества проходов и диаметра ролика способствует большей глубине распространения пластических деформаций: при одном проходе она составляет 1–2 мм, при двадцати проходах — 4–6 мм (рис. 1,б, 2,б). При этом скалярный параметр поврежденности во втором случае наименьший и составляет $\omega = 0,068 \dots 0,08$, а при том же внедрении и однократном проходе скалярный параметр поврежденности составляет $\omega = 0,45 \dots 0,58$. В процессе дефор-

мирования возможны микро- и макроразрушения поверхностного слоя материала. Поэтому для обеспечения благоприятного воздействия на структуру и снижения повреждаемости необходимо деформировать с малыми подачами и большим количеством проходов, в совокупности обеспечивающих измельчение структуры, раздробление β -фазы и значительно меньшие значения скалярного параметра поврежденности, что подтверждается экспериментальными исследованиями износостойкости баббита. При нагрузке $F = 20$ кг и числе проходов ролика $N = 20$ интенсивность износа меньше, чем при той же нагрузке, но меньшем числе проходов $N = 8$.

С учетом результатов математического моделирования поверхностную пластическую деформацию проводили по трем режимам, представленным в табл. 2.

Таблица 2

Режимы обработки и интенсивность износа баббита после ППД

№ режима	Вид обработки	Интенсивность износа, мг/мм ³
1	Исходная литая структура	$11,56 \cdot 10^{-8}$
2	$F = 200 \text{ Н}, N = 20$ проходов	$9,39 \cdot 10^{-8}$
3	$F = 500 \text{ Н}, N = 8$ проходов	$12,38 \cdot 10^{-8}$
4	$F = 700 \text{ Н}, N = 16$ проходов	$12,55 \cdot 10^{-8}$

Микроструктура баббитовых образцов после поверхностной пластической деформации представлена на рис. 4.

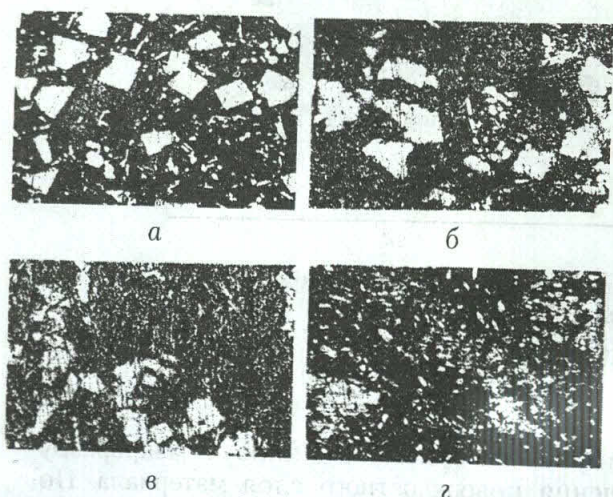


Рис. 4. Микроструктура поверхностного слоя баббита ($\times 200$): а – исходная структура, $R_a = 1,2 \div 1,3$; б – ППД $F = 200 \text{ Н}, N = 20$ проходов, $R_a = 0,28$; в – ППД $F = 500 \text{ Н}, N = 8$ проходов, $R_a = 0,38$; г – ППД $F = 700 \text{ Н}, N = 16$ проходов, $R_a = 0,7$

В исходном состоянии литой высокооловянистый баббит Б83 состоит из трех фаз: 1) α -фаза является твердым раствором сурьмы и меди в олове с субмикроструктурным размером зерен $0,5\text{--}1 \text{ мкм}$; 2) β -фаза представляет собой кристаллы SnSb ; 3) мелкая фаза является η -фазой (Cu_6Sn_5). В ре-

зультате поверхностной пластической деформации структура поверхностного слоя претерпевает следующие изменения. На конечной стадии процесса обкатки при нагрузке $F = 50 \text{ кг}$ и $N = 8$ проходов наблюдается измельчение β -фазы (рис. 4, в). При значительных нагрузках эти изменения проявляются более наглядно: β -фаза измельчается по всему объему поверхностного слоя (рис. 4, г). При понижении нагрузки до $F = 20 \text{ кг}$ этот эффект не наблюдается, несмотря на увеличение числа проходов до $N = 20$ (рис. 4, б), но в кристаллах β -фазы наблюдаются трещины.

Исследования микротвердости и критерия совместимости показали, что в результате поверхностной пластической обработки происходит разупрочнение поверхностного слоя баббита толщиной до $2,2 \dots 2,8 \text{ мм}$. Микротвердость на поверхности в $1,4 \dots 1,9$ раз ниже микротвердости в центре образца, а минимальные значения критерия совместимости K_C наблюдались при 12–20 проходах для второго режима и при 4–6 проходах для третьего режима. Распределение микротвердости при наиболее благоприятном критерии совместимости (рис. 5) представлено на рис. 6, режим 2.

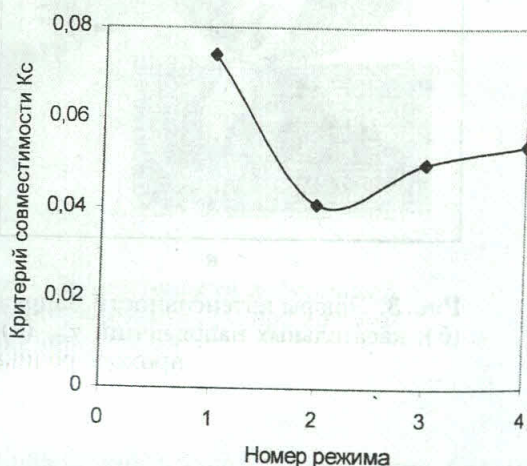


Рис. 5. Распределение критерия совместимости

Измерения микротвердости и критерия совместимости после третьего этапа поверхностной пластической обработки показали полный разброс данных. Это объясняется тем, что вследствие значительных нагрузок полученный разупрочненный слой налипался на обкатывающий ролик. На рис. 5 и 6 представлены результаты для $F = 700 \text{ Н}$ и $N = 16$ проходов (режим 4). При таком характере распределения микротвердости (рис. 6) в тонком приповерхностном слое баббита в процессе трения реализуется положительный градиент механических свойств.

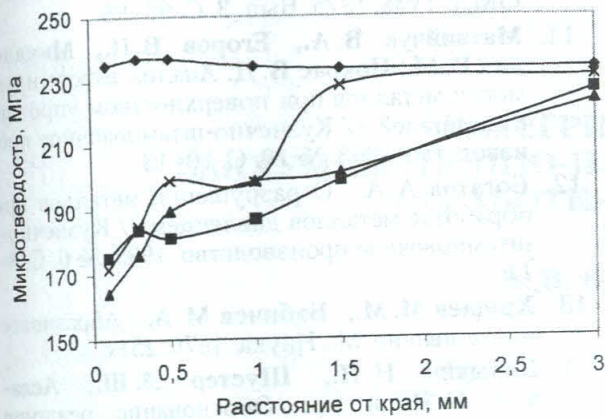


Рис. 6. Распределение микротвердости: \diamond — режим 1; \square — режим 2; \triangle — режим 3; \times — режим 4

Вид кривой износостойкости литого баббита представляет собой кардиограмму с многочисленными пиками и впадинами (рис. 7, режим 1). Такой характер изнашивания в свое время был исследован и описан в работе [13]. При трении баббита Б83 под значительной нагрузкой более интенсивно изнашиваются пластичная α -фаза, вследствие чего поверхностный слой обогащается твердыми структурными элементами β -фазы, пока вся поверхность не окажется как бы вымощенной ими; затем весь этот поверхностный слой быстро разрушается и удаляется, обнажается основной металл, и процесс начинается сначала.

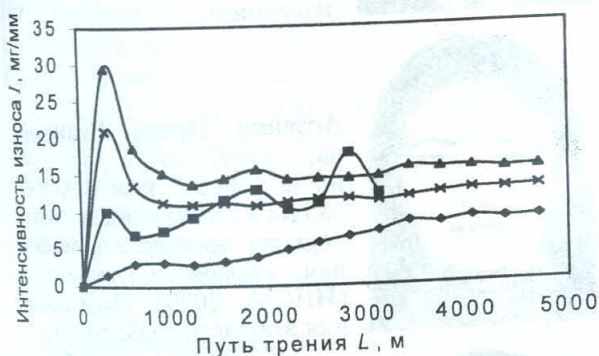


Рис. 7. Интенсивность износа баббита после ППД: \square — режим 1; \diamond — режим 2; \times — режим 3; \triangle — режим 4

Эксперименты по исследованию баббита, подвергнутого поверхностной пластической деформации, показали наличие приработанного слоя. Баббит, обработанный по режимам 3 и 4, показал следующее: на первом шаге износ максимальный, далее наблюдается его резкое падение (примерно в два раза по сравнению с первоначальной величиной),

а затем плавное понижение до установления «постоянной» величины. Такой характер износа объясняется наличием приработанного слоя, но из-за значительных пластических деформаций, оказанных на баббит во время обработки, в поверхностном слое образовались трещины, и разрушение на начальном этапе трения идет именно по ним. При этом скалярный параметр поврежденности равен $\omega = 0,65$, что, по данным работы [12], соответствует образованию и стабилизации энергетически устойчивых дефектов структуры. Этим объясняется наличие пика.

Баббит, обработанный по режиму 2, показал совершенно иную картину изнашивания. В начальный момент трения износ минимальный, далее начинается его постепенное повышение (при сухом трении скольжения в течение примерно 4–5 км пути трения) до некоторой «постоянной» величины, т. е. как будто бы мы исследуем уже приработанный баббит. Интенсивность износа такого баббита на 30% ниже, чем у баббита с исходной структурой. Наличие плавной кривой изнашивания делает этот режим обработки наиболее предпочтительным.

Проведенные исследования позволяют рекомендовать поверхностную пластическую обработку к применению для литых антифрикционных материалов на оловянной основе как обработку, обеспечивающую снижение параметров шероховатости, в частности Ra (см. рис. 4), отсутствие этапа приработки и минимальную интенсивность износа при эксплуатации. При этом:

- микротвердость поверхностного слоя понижается в 1,2–2 раза;
- критерий совместимости при трении понижается в 1,5–2,5 раза;
- шероховатость поверхности понижается с 1,2–1,3 после точения до значений 0,28–0,38 мкм;
- интенсивность износа в установившейся стадии снижается на 30%.

Полученные экспериментальные и теоретические результаты явились основой для разработки конкурентоспособной технологии производства подшипников скольжения на основе нового способа [14, 15], включающего технологию поверхностной пластической обработки вкладышей подшипников скольжения как финишную операцию изготовления или ремонта деталей. В качестве основных параметров обкатывания принимались: усилие давления ролика на поверхность детали, число проходов, величина осевой подачи и

скорость обработки. Изменяя эти параметры, возможно выбирать рациональный режим поверхностной пластической обработки и управлять триботехническими характеристиками поверхностного слоя материала. Была разработана техническая документация и проведены опытно-промышленные испытания технологии по выбору параметров обкатки баббита. Разработанные технологические рекомендации, совместимые с базовой технологией изготовления подшипников скольжения, приняты к реализации на предприятии «Энергоремонт» АО «Башкирэнерго».

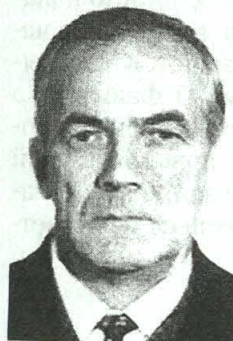
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Sadykov F. A., Barykin N. P., Aslanian I. R. Wear of copper and its alloys with submicrocrystalline structure // *Wear*. 1999. V. 225–229. P. 649–655.
2. Sadykov F. A., Barykin N. P., Aslanian I. R. The influence of strain-heat processing on copper wear // *Wear*. 1997. V. 212. P. 160–164.
3. Barykin N. P., Sadykov F. A., Aslanian I. R. Wear and failure of babbit bushes in steam turbine sliding bearings // *J. of Materials Engineering and Performance*. 2000. V. 9(1). P. 110–115.
4. Barykin N. P., Sadykov F. A., Aslanian I. R. Special features of failure of Sn-Cu-Sb alloy bushes in steam turbine sliding bearings // *Трибология, надежность, эксплуатация, диагностика*. Варшава, 1998. Вып. 2 (114). Т. 33. С. 333–337.
5. Sadykov F. A. The influence of the structural state on wear of bronze cualfe // *J. of Materials Engineering and Performance*. 1995. V. 4 (1). P. 102–104.
6. Sadykov F. A., Valitov V. A., Barykin N. P. The influence of deformation heat treatment on the structure and wear resistance of CuZnPb brass // *J. of Materials Engineering and Performance*. 1997. V. 6 (1). P. 73–76.
7. Садыков Ф. А., Барыкин Н. П., Асланян И. Р. Влияние деформационно-термической обработки на износ меди // *Изв. РАН. Металлы*. 1998. № 6. С. 95–97.
8. Барыкин Н. П., Садыков Ф. А., Асланян И. Р. Влияние деформационно-термической обработки на износ антифрикционных сплавов // *Кузнечно-штамповочное производство*. 1999. № 10. С. 16–19.
9. Sadykov F. A., Barykin N. P., Aslanian I. R. Wear of copper and its alloys with submicrocrystal-line structure // *Трибология, надежность, эксплуатация, диагностика*. Варшава, 1998. Вып. 2 (114). Т. 33. С. 221–228.
10. Лабутин А. А., Коротаев Ф. Ф., Гуляев Г. П. О прогнозировании ресурса разрушения при пластическом деформировании металлов

// *Исследования в области пластичности и ОМД*. Тула, 1975. Вып. 3. С. 95–98.

11. Матвийчук В. А., Егоров В. П., Михалевиц В. М., Покрас В. Д. Анализ деформируемости металлов при поверхностном упрочнении деталей // *Кузнечно-штамповочное производство*. 1993. № 10. С. 10–13.
12. Богатов А. А. О разрушении металлов при обработке металлов давлением // *Кузнечно-штамповочное производство*. 1993. № 6. С. 8–11.
13. Хрущев М. М., Бабичев М. А. Абразивное изнашивание. М.: Наука, 1970. 251 с.
14. Барыкин Н. П., Шустер Л. Ш., Асланян И. Р. и др. Обоснование режимов поверхностной пластической деформации вкладышей подшипников скольжения паровых турбин по параметрам качества поверхностного слоя // *Кузнечно-штамповочное производство*. 1999. № 4. С. 16–19.
15. Барыкин Н. П. Сверхпластичность металлов — путь к новым технологиям // *Вестник АН РБ*. 1999. Т. 4, № 1. С. 26–30.

ОБ АВТОРАХ



Барыкин Николай Петрович, профессор, зам. дир. ИПСМ РАН. Дипл. инж.-металлург (КуАИ, 1962). Д-р техн. наук по обработке металлов давлением (защ. в МАТИ, 1992). Исследования в области механики и материаловедения в процессах обработки металлов давлением.



Асланян Ирина Рудиковна, науч. сотр. того же ин-та. Дипл. инж.-механик (УГАТУ, 1995). Канд. техн. наук по процессам и машинам обработки давлением (ИПСМ, 2000). Исследования в области трибологии.



Садыков Фанис Ахметзакеевич, науч. сотр. того же ин-та. Дипл. физик (Уральский гос. ун-т, 1973). Канд. техн. наук по процессам и машинам обработки давлением (защ. в МАТИ, 1989). Исследования в области трибологии и материаловедения.