

ПРОБЛЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ И НАДЕЖНОСТИ МАШИН



1
2023

СОДЕРЖАНИЕ

Механика машин

- Исследования процессов репрессивно-волновой кольматации образцов искусственной породы
Л. Е. Украинский, И. Г. Устенко, Н. А. Шамо 3
- Колебания составной цилиндрической оболочки в жидкости, возбуждаемые дискретной и распределенной нагрузкой
О. И. Косарев 16
- Динамика гибкого ротора с диском при точечном контакте с дискретными вязкоупругими ограничителями колебаний
А. А. Азаров, А. М. Гуськов, Г. Я. Пановко 26
-

Надежность, прочность, износостойкость машин и конструкций

- Оценка остаточных напряжений в покрытиях “твердых” топокомпозитов методом повторного микроиндентирования
Н. А. Воронин 38
- Акустическое воздействие на авиационные агрегаты из полимерных композиционных материалов
М. Ша, В. И. Гончаренко, В. М. Юров, В. С. Олешко, И. Сунь 48
- Влияние термической обработки на микроструктуру и механические свойства сплава ЭП648, полученного методом селективного лазерного плавления
Д. Ю. Финогеев, О. П. Решетникова 58
-

Новые технологии в машиностроении

- Интенсификация ферментативного гидролиза крахмала с помощью волновых резонансных воздействий
С. Р. Ганиев, В. П. Касилов, О. Н. Кислогубова, О. А. Бутикова, Н. Е. Кочкина 68
- Комбинация сдвиговой и ротационной деформаций – эффективный процесс получения ультрамелкозернистых полуфабрикатов из жаропрочных сплавов
Ф. З. Утяшев, Р. Ю. Сухоруков, А. К. Галимов, Л. В. Гаврилина 75
- Разработка способа получения алюминиевых покрытий
М. А. Марков, Д. А. Геращенко, И. Н. Кравченко, Ю. А. Кузнецов, А. Д. Быкова, А. Н. Беляков, С. К. Тойгамбаев 86
-

Автоматизация и управление в машиностроении

- Повышение эффективности дозирующей системы в упаковочных автоматах типа “FORM-FILL-SEAL” (FFS)
Б. Л. Саламандра 97
- Повышение эффективности материалорежущих станков за счет когерентной работы источника и потребителя механической мощности
А. В. Егоров, В. Г. Шрам, Ю. Ф. Кайзер, А. В. Лысянников, Ю. Н. Безбородов, К. С. Степанова, А. В. Кузнецов, В. Л. Тюканов 108
-
-

МЕХАНИКА МАШИН

УДК 622.245.3

**ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ РЕПРЕССИОННО-ВОЛНОВОЙ
КОЛЬМАТАЦИИ ОБРАЗЦОВ ИСКУССТВЕННОЙ ПОРОДЫ**© 2023 г. Л. Е. Украинский¹, И. Г. Устенко¹, Н. А. Шамов^{1,*}¹ Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

*e-mail: shamov.na@meil.ru

Поступила в редакцию 24.06.2022 г.

После доработки 17.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

На основании результатов экспериментальных наблюдений получены математические модели влияния исследуемых факторов на параметры репрессивно-волновой кольматации. При этом установлены значения исследуемых факторов, при которых глинистые растворы приобретают более высокую устойчивость к седиментации твердой фазы за счет ее попутного диспергирования, что повысило эффективность кольматации поглощающих интервалов в стволе скважины.

Ключевые слова: кавитационно-волновые явления, кавитационно-вихревой излучатель волн, репрессивно-волновая кольматация, многофазная среда, проницаемость породы, фильтрация, седиментация, пластовые поглощения растворов

DOI: 10.31857/S0235711923010121, EDN: ARYCJG

Многие виды попутной при бурении скважин кольматации [1] предупреждают нефтегазовые проявления, поглощения буровых и цементных растворов, улучшают их реологические характеристики, способствуют повышению качества цементирования скважин и их вторичного вскрытия. Наиболее эффективным видом кольматации является технология и техника репрессивно-волновой кольматации с сопутствующей активацией буровых растворов, созданная на базе волновой технологии, в частности на основе теории нелинейной волновой механики и технологии многофазных сред [2–5]. В настоящей статье установлены оптимальные значения параметров и характеристик процессов репрессивно-волновой кольматации, обеспечивающие ее высокую эффективность при минимальных затратах.

Цель экспериментальных и промысловых исследований выявление условий, способствующих решению поставленных задач. В том числе, установление влияния на объем фильтрата кольматационного раствора, выделившегося через образец породы за время его кольматации и величину давления начала фильтрации через образец искусственного песчаника, выдерживаемого слоем кольматации, а также степень эффективности кольматации таких факторов, как объемная концентрация твердой фазы раствора, интенсивность расходуемой на кольматацию энергии, перепад статического давления на образце породы, исходная проницаемость образцов, глубина слоя кольматации в образце закольматированной породы. На основании полученных результатов экспериментальных исследований разработать более эффективные виды техники и технологии репрессивно-волновой кольматации для проведения их промысловых исследований и испытаний.

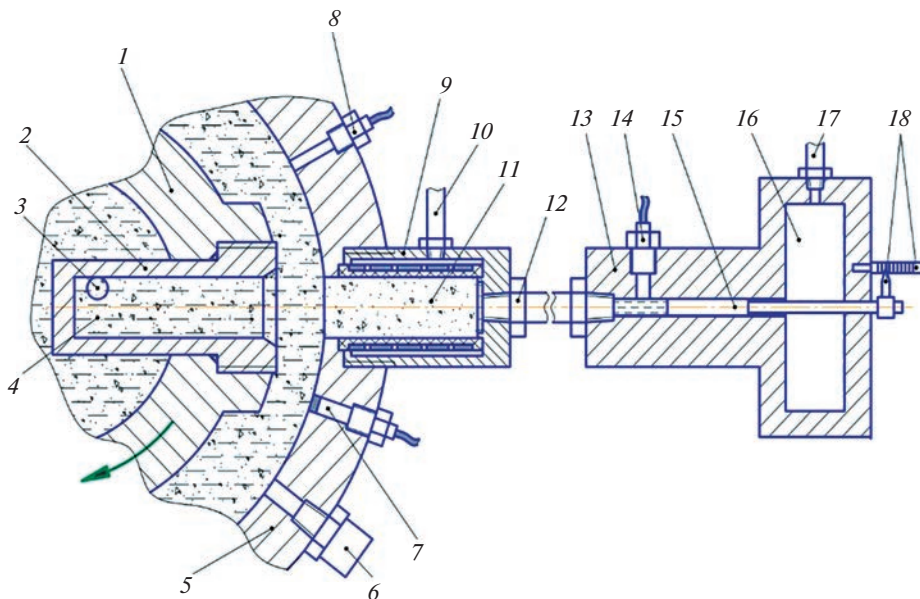


Рис. 1. Схема основной части экспериментальной установки.

Методика проведения экспериментальных исследований.

Исследуемые параметры, показатели, характеристики процессов определялись следующим образом:

- объемная концентрация твердой фазы кольтматационного раствора

$$C_k = \frac{V_g}{V_w + V_g},$$

где V_g – объем твердой фазы раствора; V_w – объем дисперсионной фазы;

- интенсивность расходуемой на кольтматацию энергии

$$I = \frac{\Delta P_u Q}{S_k},$$

где ΔP_u – перепад давления на кавитационно-вихревом излучателе; Q – расход гидро-среды через него; S_k – площадь поверхности волн давления при их взаимодействии с торцом образца породы;

- перепад давления на образце породы ΔP_n вычислялся по разнице показаний регистраторов давления P_s и P_{pk} , датчики которых установлены в корпусах рабочей камеры и узла с пневмокамерой (рис. 1)

$$\Delta P_n = P_s - P_{pk};$$

- объем фильтрата V_f кольтматационного раствора, выделившийся через образец породы за время t_k проведения его кольтматации, определялся в процессе перемещения измерителя по его шкале в узле с пневмокамерой;

- степень эффективности кольтматации

$$\psi_k = \frac{k_0 - k_k}{k_0} \times 100\%,$$

где k_0 , k_k — соответственно исходная и конечная после кольматации проницаемости породы, которые определялись по известной методике и применением стандартного оборудования;

— показатель седиментации растворов

$$S_c = \frac{V_0 - V_p}{V_0} \times 100\%,$$

где V_0 — общий объем налитого в мерный сосуд раствора; V_p — объем раствора ниже уровня расслаивания;

— объем фильтрата V_f кольматационного раствора, выделившийся через образец породы за время t_k , его кольматации, измерялся в процессе перемещения измерителя по его шкале в узле с пневмокамерой;

— глубина слоя кольматации и толщины фильтрационной корки измерялась микроскопом по продольному сколу закольматированного образца пород;

— размеры глинистых частиц в растворе определялись методом Гунье.

Подготовка к исследованиям. Модель скважины, с применением которой осуществлялись экспериментальные исследования процессов репрессионно-волновой кольматации образцов породы, должна быть близка к скважинным условиям по геометрическим и энергетическим параметрам, наиболее важным характеристикам процесса.

Основная часть (рис. 1) установки для проведения запланированных исследований состоит из корпуса 1, содержащего волновой кавитационно-вихревой широкополосный излучатель 2 с входным тангенциальным каналом 3 в вихревую камеру 4, и установленного в рабочей камере 5. В камере размещены гнездо 6, датчик 7 регистратора пульсаций давления, датчик 8 регистратора гидростатического давления P_s в рабочей камере, кернодержатель 9 с пневмопроводом 10 к баллону с азотом, образцом исследуемой породы 11.

Кернодержатель соединяется трубкой 12 с узлом 13 создания перепада давления на образце породы. Указанный узел включает в свой состав датчик 14 регистратора гидростатического давления P_{pk} , плунжер 15, пневмокамеру 16 с трубкой 17 к баллону с азотом, измеритель 18 объема фильтрата, выделившегося через образец в процессе его кольматации.

Корпус навернут на вертикальный шпиндель бурового станка и связан нагнетательным трубопроводом с поршневым насосом. Приемная гидравлическая линия насоса соединена с резервуаром, наполненным кольматационным раствором. Резервуар связан с рабочей камерой сливным трубопроводом.

Для получения более однородных по проницаемости и прочности образцов искусственного песчаника была изменена технология прессования. Его стали вести двумя пуансонами с обоих торцов образцов и созданием поперечных ударных волн в корпусе пресс-формы и прессуемой смеси, что позволило создать образцы с однородной проницаемостью по всей их длине. Получение образцов с различной проницаемостью обеспечивалось изменением усилия их прессования. При усилении 55 КН получали низкопроницаемые образцы 0.01–0.2 мкм², 50 КН — среднепроницаемые 0.1–0.8 мкм², 45 КН — высокопроницаемые 0.3–1.8 мкм².

Проведение экспериментальных и промысловых исследований. Часть из приведенных результатов экспериментальных исследований ранее публиковались в работе [6]. В процессе проведенных исследований измерены создаваемые излучателем волновые характеристики в зависимости от изменения интенсивности энергии I , гидростатического давления P_s в рабочей камере и иных параметров (табл. 1).

Таблица 1. Волновые характеристики излучателя

ΔP_u , МПа	Q , м ³ /с	I , МВт/м ²	P_s , МПа	Амплитудные значения давления, КПа в диапазоне частот колебаний, КГц					
				до 0.5	0.5–0.7	0.7–1.0	1.0–2.0	2.0–9.0	9.0–10.0
4.5	0.00210	8.36	0	0.7	10.5	2.6	0.8	0.8	0.8
			1.0	4.5	34.8	1.0	2.6	1.0	1.2
			1.5	3.0	24.8	0.8	0.8	1.6	1.4
			2.0	2.5	22.8	1.5	2.5	0.8	1.2
3.5	0.00185	5.73	1.5	1.2	14.0	1.2	0.8	0.6	0.3
2.5	0.00156	3.45	1.5	1.0	10.0	1.2	0.8	0.4	0.4

Таблица 2. Характеристики излучателя в зависимости от изменения интенсивности энергии и угла его поворота в рабочей камере

I , МВт/м ²	α , град.	Амплитудные значения давления p_{0c} , КПа в диапазоне частот колебаний f , КГц						
		до 0.5	0.5–0.7	0.7–1.0	1.0–2.0	2.0–3.0	3.0–9.0	9.0–10.0
8.36	0	3.0	24.8	0.80	0.80	1.60	0.4–0.8	1.40
	15	1.5	23.0	1.50	2.60	0.70	0.2–0.4	1.10
	35	1.0	6.0	1.40	0.50	0.20	0.01–0.3	0.30
	90	0.6	1.3	0.20	0.60	0.20	0.05–0.4	0.40
	180	0.3	1.0	0.07	0.25	0.20	0.05–0.4	0.60
3.45	0	1.0	10.0	1.20	0.80	0.40	0.01–0.5	0.40
	15	0.6	6.3	0.80	0.15	0.25	0.01–0.3	0.20
	35	0.5	2.8	0.20	0.70	0.20	0.01–0.6	0.12
	90	0.5	2.0	0.25	0.20	0.25	0.01–0.05	0.12

Площадь поверхности волн давления при их взаимодействии с торцом образца породы определялась из выражения

$$S_k = 0.24\pi(2\pi D_{vk}b + D_{vk}^2 + 8b^2),$$

где D_{vk} – диаметр вихревой камеры излучателя колебаний давления; b – расстояние между излучателем и торцом исследуемого образца.

В нашем случае $D_{vk} = 2 \times 10^{-2}$ м; $b = 6 \times 10^{-3}$ м; $S_k = 11 \times 10^{-4}$ м². Далее исследовалась зависимость характеристик излучателя от изменения интенсивности энергии I и угла α его поворота в рабочей камере относительно измерительного датчика (табл. 2).

Наблюдения показали следующее: максимальные амплитуды колебаний давления находятся в диапазоне спектра частот 0.5–0.7 КГц; при повороте излучателя в рабочей камере на 180° относительно датчика измерительная система зафиксировала в интервале частот 0.1–0.7 КГц понижение амплитудных значений давления в 10–25 раз; при предусмотренном плане проведения экспериментов уровне максимальной интенсивности энергии, $I = 8.36$ МВт/м², наибольшие амплитудные значения возникали при статическом давлении P_s в рабочей камере в интервале 1–2 МПа, но уже при давлении 2 МПа начинала прослеживаться тенденция к снижению их величин.

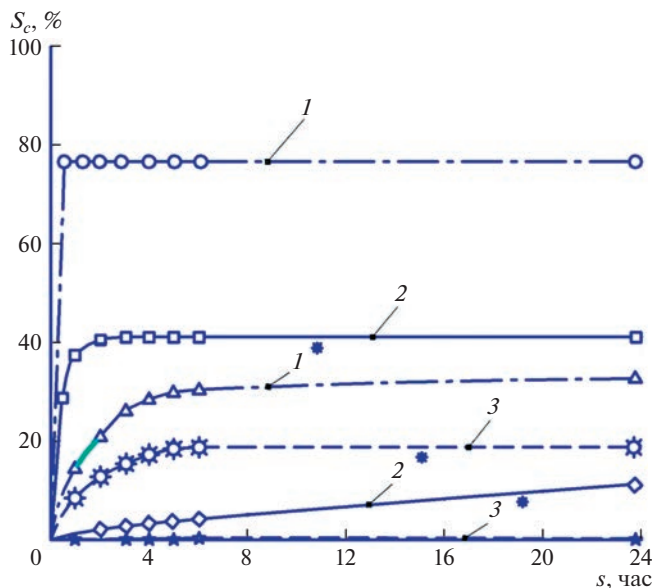


Рис. 2. Кинетика седиментации частиц твердой фазы растворов:

1 — плотностью 1020 кг/м³ после гидромеханического перемешивания; 1* — плотностью 1020 кг/м³ после кавитационно-волновой обработки; 2 — плотностью 1070 кг/м³ после гидромеханического перемешивания; 2* — плотностью 1070 кг/м³ после кавитационно-волновой обработки; 3 — плотностью 1130 кг/м³ после гидромеханического перемешивания; 3* — плотностью 1130 кг/м³ после кавитационно-волновой обработки.

Последнее обстоятельство можно объяснить тем, что генерирующиеся в кавитационно-вихревом излучателе колебания давления за счет пульсаций и схлопывания кавитационных парогазовых каверн носят нелинейный волновой характер [7–9], на который сильно влияет изменение гидростатического давления.

В качестве кольтматационной среды использовались растворы куганакской глины различной плотности, у которой существенно ниже гидрофильные свойства, чем у бентонитовой глины. В глинистых растворах в процессе проведения экспериментальных исследований никакие химреагенты не применялись. Этим преднамеренно ухудшались начальные кольтматирующие свойства исследуемых растворов, и подчеркивалось влияние на них продолжительности процесса кавитационно-волновой обработки.

Наблюдения показали, что растворы куганакской глины после попутной обработки при проведении репрессивно-волновой кольтматации имеют более высокую устойчивость к седиментации твердой фазы, чем после гидромеханического перемешивания (рис. 2). При этом раствор плотностью 1130 кг/м³ после кавитационно-вихревого диспергирования твердой фазы принял вид пастообразной массы, которая не изменяла своего состояния даже после трехмесячного отстаивания в резервуаре.

После окончания обработки измерялись объем фильтрата V_f , толщина глинистой корки на торце образца породы и его конечная проницаемость. В необходимых случаях фиксировались продолжительность выделения фильтрата через образец породы и его объемы через определенные промежутки времени. Пределы измерения частиц составили не более 70 мкм. Результаты исследований подвергнутых волновой обработке

Таблица 3. Результаты измерений частиц твердой фазы раствора

Выходной параметр	Вид обработки раствора	Диаметр частиц твердой фазы, мкм							
		≤2	2–4	4–6	6–12	12–33	33–40	40–50	50–70
Доля частиц твердой фазы, %	гидромеханический	4	4	32	16	3	1	2	38
	кавитационно-волновой	4	4	42	18	5	13	6	8

Таблица 4. Результаты кавитационно-волновой обработки растворов

Плотность раствора, кг/м ³	Уменьшение седиментации	Увеличение эффективной вязкости	Повышение СНС _{1/10} , дПа	Снижение фильтрато-отдачи	Снижение доли крупных частиц
1020	в 39 раз	в 7.0 раза	0–1/1	в 1.7 раза	в 3 раза
1070	в 15 раз	в 3.6 раза	0–12/15	в 10.0 раза	в 5 раз
1130	в 80 раз	в 2.9 раза	0–50/54	в 10.0 раза	в 5 раз

и гидромеханическому перемешиванию раствора куганакской глины плотностью 1070 кг/м³ приведены в табл. 3.

Исследование размеров частиц методом малоуглового рентгеновского рассеяния (методом Гунье) показало, что диспергирование раствора куганакской глины не внесло существенных изменений в распределение по размерам коллоидных частиц (размером до 2 мкм).

Для осуществления процесса измельчения частиц глины с низкой гидрофильностью до микроскопических размеров требуется более значительная интенсивность энергии. Результаты наблюдений свидетельствуют о том, что в результате кавитационно-волнового диспергирования доля частиц в растворе 4–12 мкм составляла 60%, 50–70 мкм – 8% от общего числа частиц, в то время как после гидромеханического перемешивания она составляла соответственно 48% и 38%, т.е. произошло смещение в распределении частиц по размерам в сторону мелких и средних частиц.

Результаты исследований на экспериментальном стенде влияния попутной кавитационно-волновой обработки растворов куганакской глины на их параметры в процессе кольматации приведены в табл. 4.

Так же отмечалось, что вследствие диспергирования глины и улучшения реологических свойств раствора происходило снижение темпа гидроабразивного износа стальных излучателей в 1.5–2.5 раза.

Например, при бурении стволов скважин под кондуктор в глинистых пропластках на кусте № 8 Маскудынской площади Чернушинского филиала ЗАО “Лукойл-бурение-Пермь” в 1997 году на технической воде не удавалось осуществить попутную наработку твердой фазы и получить устойчивую суспензию без добавок каких-либо химреагентов. Глинистая фракция почти полностью выпадала в осадок в наземной циркуляционной системе. Водная среда отфильтровывалась в проницаемых пропластках и временами полностью поглощалась с прекращением циркуляции. Только при использовании в роторной бурильной компоновке кавитационно-волновых наддолотных кольмататоров, разработанных нами на основе достижений нелинейной волновой механики и технологии удалось создать устойчивую суспензию из глины разбураиваемых пропластков, осуществить кольматацию поглощающих пластов и добурить скважины.

Таблица 5. Результаты наблюдений за процессом изменений параметров буровой жидкости в процессе волновой кольматации

Скважины	Плотность раствора, кг/м ³		Условная вязкость, с		Фильтратоотдача, см ³ /30	
	в начале	в конце	в начале	в конце	в начале	в конце
467	1020	1080	15	16	12	8.0
471	1140	1160	16	18	12	9.0
491	1030	1140	15	16	12	6.0

Влияние кавитационно-волнового диспергирования глинистой фазы на характеристики буровой жидкости приведено в табл. 5.

Вследствие непродолжительности бурения стволов под кондуктор с применением кольматоров изменения реологических свойств растворов оказались менее впечатляющими, но вполне приемлемыми с практической точки зрения.

При проведении исследований на стенде с целью установления факта фильтрации через цилиндрический образец искусственной породы при отсутствии перепада давления (репрессии) на нем второй торец кернодержателя 18 (рис. 1) гидравлически соединялся с гнездом 6 рабочей камеры 5 трубкой, в которой была горизонтально вмонтирована мерная стеклянная трубочка. Перед началом эксперимента трубка с мерной трубкой заполнялась жидкостью таким образом, чтобы в трубке остался небольшой пузырек воздуха. По перемещению этого пузырька при волновой кольматации породы можно было судить о наличии или отсутствии фильтрации через образец при отсутствии перепада давления.

Хотя степень кольматации образцов породы в таких условиях была иногда довольно заметной (22–99%), но визуальное наблюдение за положением пузырька в трубке свидетельствовало об отсутствии фильтрации через образец породы. Можно сделать предположение, что даже при отсутствии репрессии на образец породы происходит перемещение в жидкости частиц глины в поровые каналы породы и образование в них кольматационных пробок. Такое перемещение частиц можно объяснить нелинейными волновыми явлениями и кавитационными процессами, проходящими вблизи кольматируемой поверхности образца породы.

Для образцов проницаемостью $k_0 = 0.931–0.993$ мкм² при $C_k = 4.7\%$ ($\rho = 1070$ кг/м³), $I = 3.45$ МВт/м², $\Delta P_n = 1.5$ МПа, продолжительность процесса волновой кольматации составляла 5–8 с.

Кольматация образцов проницаемостью $k_0 = 0.309–0.569$ мкм² при $C_k = 8.7\%$ ($\rho = 1130$ кг/м³), $I = 5.73$ МВт/м², $\Delta P_n = 1.5$ МПа продолжалась уже 32–37 с.

Результаты наблюдений приведены в табл. 6, где V_f – объем фильтрата кольматационного раствора, выделившийся через образец породы за время его кольматации. Из таблицы следует, что наиболее заметно фильтрация снижалась (до 40–90%), а кольматация интенсивно протекала в первые 2–3 с, с ростом объемной концентрации кольматанта в растворе свыше 5% увеличивалась продолжительность процесса кольматации, а его интенсивность замедлялась.

Обработка результатов проводилась по стандартной программе корреляционно-регрессионного анализа, выполнен расчет коэффициентов приведенных ниже уравнений, установлена значимость коэффициентов и адекватность моделей. При описании такого выходного параметра, как степень кольматации, была выбрана следующая ма-

Таблица 6. Изменение продолжительности волновой кольтматации интенсивности фильтрации

$C_k, \%$	$I, \text{МВт/м}^2$	$\Delta P_n, \text{МПа}$	$k_0, \text{мкм}^2$	$\psi_k, \%$	$V_f, \text{мл}$	Объемы фильтрата, мл			$t_k, \text{с}$
						за 1-ю с, V_{f1}	за 2-ю с, V_{f2}	за 3-ю с, V_{f3}	
4.7	3.45	1.5	0.960	99.8	6.8	2.8	2.5	0.5	6
			0.931	99.8	7.0	4.0	1.8	1.0	8
			0.993	99.9	8.0	3.0	2.0	0.8	6
			0.939	98.8	9.0	2.0	1.2	0.8	7
8.7	5.73	1.5	0.524	91.0	8.8	1.4	2.0	1.2	35
			0.515	91.0	5.0	0.8	0.6	0.4	37
			0.309	97.0	6.0	1.0	0.6	0.5	37
			0.560	88.0	5.5	1.4	0.9	0.5	32

тематическая модель с 82%-й долей объясненной вариации (коэффициент корреляции 0.90)

$$\psi_k = 49.1 + 10.33C_k + 9.78I + 62.88\Delta P_n - 45.53k_0 - 1.2C_k^2 - 1.07I^2 - 30.21\Delta P_n^2 + 25.42k_0^2.$$

Другой выходной параметр, объем выделившегося в процессе кольтматации фильтрата, описывался с 88%-й долей объясненной вариации (коэффициент корреляции 0.93) следующим уравнением:

$$V_f = -21 - 0.71C_k + 8.2I + 54\Delta P_n + k_0 - 0.069I^2 - 33.2\Delta P_n^2 + 4.6k_0^2.$$

Третий выходной параметр, давление начала фильтрации через закольтматированный образец породы P_{nv} , описывался с 82%-й долей объясненной вариации (коэффициент корреляции 0.90) уравнением

$$P_{nv} = 3.97 + 0.13C_k - 0.89I + 1.98\Delta P_n - 4.93k_0 - 0.017C_k^2 + 0.068I^2 - 0.91\Delta P_n^2 + 3.66k_0^2.$$

Полученные формулы использовались для построения кривых зависимостей (рис. 3–6) степени кольтматации и объема выделившегося фильтрата от объемной концентрации твердой фазы (при $I = 8 \text{ МВт/м}^2$, $\Delta P_n = 0.8 \text{ МПа}$, $k_0 = 0.2 \text{ мкм}^2$), интенсивности расходуемой на кольтматацию энергии (при $C_k = 7.8\%$, $\Delta P_n = 0.8 \text{ МПа}$, $k_0 = 0.2 \text{ мкм}^2$), статического перепада давления на образце (при $C_k = 7.8\%$, $I = 6 \text{ МВт/м}^2$, $k_0 = 0.2 \text{ мкм}^2$), исходной проницаемости (при $C_k = 7.8\%$, $I = 6.7 \text{ МВт/м}^2$, $\Delta P_n = 0.8 \text{ МПа}$).

С ростом объемной концентрации твердой фазы в растворе свыше 5–6% степень кольтматации, объем выделившегося фильтрата и величина давления начала фильтрации постепенно снижались (рис. 3).

Объясняется это тем, что при высокой концентрации частиц глины у поверхности кольтматруемой породы и на входе в поровые каналы образовывалась структурированная гелеобразная масса, препятствовавшая проникновению в поровое пространство частиц кольтматанта. При увеличении интенсивности энергии воздействия на образец породы и кольтматационный раствор до 5–6 МВт/м² степень кольтматации и объем фильтрата возрастали, а величина давления начала фильтрации наоборот снижалась. Возможно, такая ситуация связана с тем, что наряду с закупориванием

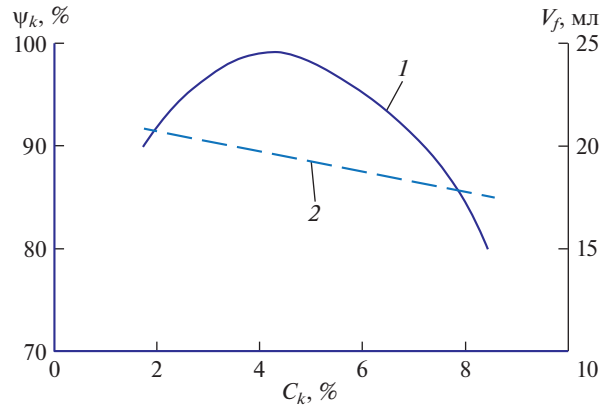


Рис. 3. Зависимость степени колюматации и объема фильтрата от концентрации твердой фазы: $1 - \psi_k = 77 + 10.33C_k - 1.2C_k^2$; $2 - V_f = 23 - 0.71C_k$.

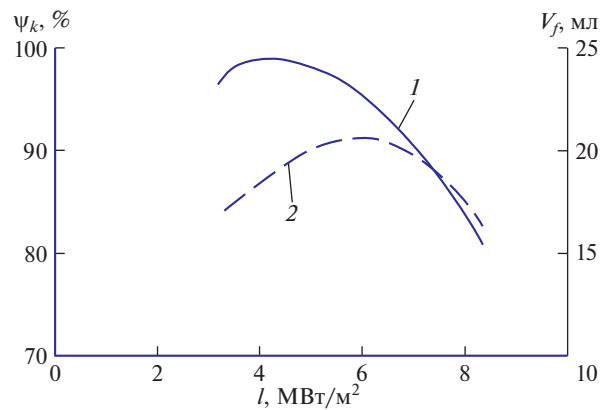


Рис. 4. Зависимость степени волновой колюматации и объема фильтрата от интенсивности расходуемой энергии: $1 - \psi_k = 75 + 9.78I - 1.07I^2$; $2 - V_f = 4 + 8.2I - 0.69I^2$.

средних и крупных каналов происходила колюматация и более мелких за счет усиления диспергирования частиц глины в предзоне колюматации, интенсивнее разрушалась глинистая корка на поверхности образца.

Понижение же величины давления начала фильтрации может быть обусловлено ростом доли образующихся в средних и крупных каналах структурированных гелеобразных, но слабо упакованных тромбов, которые под действием давления способны разрушаться.

Дальнейший рост интенсивности энергии приводил к постепенному снижению степени колюматации (рис. 4), объема выделившегося через образец породы фильтрата и некоторому увеличению давления начала фильтрации, что можно объяснить дальнейшим диспергированием твердой фазы и ростом поверхностной энергии частиц. Вследствие этого, у поверхности породы и на входе в поровые каналы формиро-

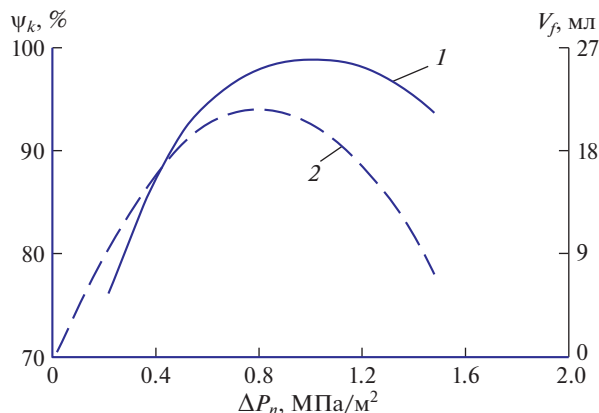


Рис. 5. Зависимость степени кольтатации и объема фильтрата от перепада давления на образце породы: 1 – $\psi_k = 6 + 62.88\Delta P_n - 1.07\Delta P_n^2$; 2 – $V_f = 54\Delta P_n - 33.2\Delta P_n^2$.

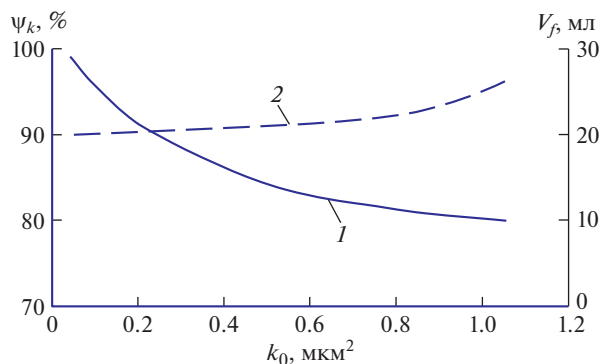


Рис. 6. Зависимость степени волновой кольтатации и объема фильтрата от исходной проницаемости образца породы: 1 – $\psi_k = 100 - 45.43k_0 + 25.42k_0^2$; 2 – $V_f = 20 + k_0 + 4.6k_0^2$.

вались сильно структурированные гелеобразные сгустки частиц глины, препятствующие проникновению в поровое пространство фильтрата и частиц кольтатанта, поэтому часть поровых каналов могли оказаться слабо закольтатированными. В остальных же каналах под уплотняющим воздействием колебаний давления образовывались плотно упакованные пробки кольтатанта, выдерживающие более значительные давления начала фильтрации.

С ростом перепада статического давления (рис. 5) на образцах породы до 0.8–1.0 МПа значения всех трех исследуемых параметров кольтатации количественно также возрастали, а при дальнейшем увеличении перепада давления начинали снижаться. Последнее происходило, скорее всего, вследствие прижимающего действия давления на образующиеся на поверхности торца образца фрагменты плотной непроницаемой корки, ухудшающей условия кольтатации.

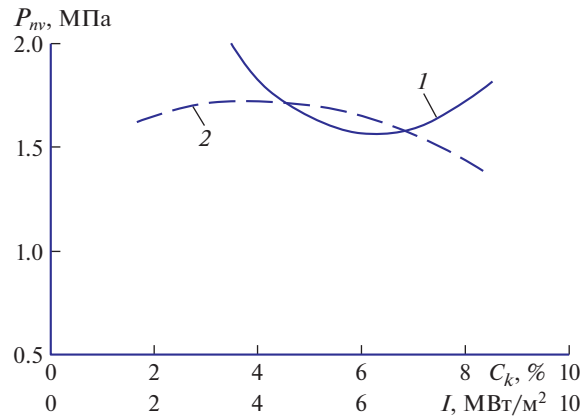


Рис. 7. Зависимость величины давления начала фильтрации от концентрации колюматанта и интенсивности энергии: $1 - P_{nv} = 145 + 0.13C_k - 0.017C_k^2$; $2 - P_{nv} = 4.43 - 0.89I - 0.068I^2$.

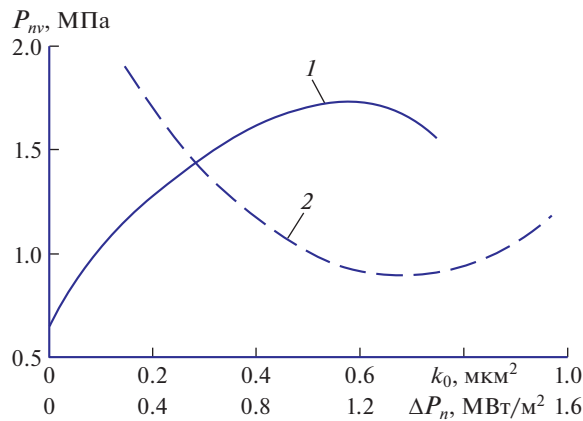


Рис. 8. Зависимость величины давления начала фильтрации от перепада давления и исходной проницаемости образца: $1 - P_{nv} = 2.67 - 4.56k_0 + 3.24k_0^2$; $2 - P_{nv} = 0.62 + 1.98\Delta P_n - 0.91\Delta P_n^2$.

С ростом исходной проницаемости исследуемых образцов породы степень колюматации снижалась, а объем фильтрации увеличивался.

Более сложный характер у кривой зависимости давления начала фильтрации. На рис. 7 приведены кривые зависимости величины давления начала фильтрации: 1) от концентрации колюматанта в растворе при постоянных значениях $I = 4.6$ MW/m², $\Delta P_n = 1.2$ МПа, $k_0 = 0.2$ мкм²; 2) от интенсивности расходуемой на колюматацию энергии при $C_k = 7.8\%$, $\Delta P_n = 0.8$ МПа, $k_0 = 0.2$ мкм².

До проницаемости $0.6-0.7$ мкм² происходило снижение давления, а в дальнейшем — плавное увеличение, что можно объяснить возрастанием доли крупных каналов в образцах породы, пространственные условия для переупаковки частиц в кото-

рых, в процессе уплотняющего действия колебаний давления более благоприятны, чем в мелких. Вследствие этого формировался более прочный слой коьматации.

На объем отфильтровавшейся при коьматации жидкости наибольшее влияние имели интенсивность энергии и статический перепад давления на образце.

На рис. 8 изображены кривые зависимости величины давления начала фильтрации через закоьматированный образец породы: 1) от перепада статического давления на нем при постоянных значениях $C_k = 7.8\%$, $I = 6$ МВт/м², $k_0 = 0.2$ мкм²; 2) от исходной проницаемости при $C_k = 7.8\%$, $I = 6.7$ МВт/м², $\Delta P_n = 0.8$ МПа.

На величину давления начала фильтрации через закоьматированный образец наибольшее действие оказывало значение объемной концентрации твердой фазы глинистого раствора.

Выводы и рекомендации. 1. С точки зрения интенсификации процесса репрессивно-волновой коьматации образцов искусственного песчаника длиной 58 мм наиболее эффективными значениями исследуемых факторов являются: объемной концентрации твердой фазы раствора 3.5–5.5%; расходуемой на коьматацию энергии 4–6 МВт/м²; статического перепада давления на образцах 1.0–1.3 МПа. **2.** Глубина коьматационного слоя в высокопроницаемых песчаниках (0.9–1.7 мкм²) составляла 1.5–5.0 мм, а фильтрационная корка практически отсутствовала. **3.** С ростом концентрации твердой фазы в растворе свыше 5% продолжительность волновой коьматации увеличивается с 5–8 до 32–37 с при 8.6%-й концентрации. **4.** Даже в отсутствие репрессии на образец породы вследствие нелинейных волновых процессов происходит перемещение частиц глины в поровые каналы породы и образование в них пробок коьматанта. **5.** На основании полученных результатов исследований предлагается: проводить кавитационно-волновую обработку при приготовлении глинистых растворов с концентрацией твердой фазы в пределах 3.5–5.5%; создавать в процессе бурения перепад давления на коьмататоре 3.5–4.0 МПа при расходе 0.005–0.006 м³. **6.** Определено, что использование попутной с коьматацией кавитационно-волнового диспергирования твердой фазы, а также в технологии приготовления буровых глинистых растворов позволит: интенсифицировать процесс создания слоя коьматации в породе, повысить его прочность к изменениям давления в 2.0–2.5 раза, повысить степень коьматации с 88% до 98% и снизить объем фильтрата в 2–3 раза; улучшить антифрикционные свойства растворов и уменьшить абразивный износ оборудования в 1.5–2.5 раза; создать надежные, эффективные виды технологий и оборудования, более безопасные, особенно в условиях создания мощных нелинейных резонансов [10] в нагнетательных и добывающих скважинах.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мавлютов М.Р., Кузнецов Ю.С., Агзамов Ф.А. и др. Экспериментальные исследования влияния вибровоздействия на фильтрационную корку и проницаемость фильтров // Технология бурения нефтяных и газовых скважин: Межвуз. темат. сб. научн. тр. Уфа: Уфим. нефт. ин-т, 1976. С. 126.
2. Веденин А.Д., Кормилицын В.И., Ганиев О.Р., Ганиев С.Р. и др. Волновые технологии и машины (Волновые явления в технологиях) / Под редакцией академика Р.Ф. Ганиева. М: R&C Dynamics. 2008. 66 с.
3. Ганиев Р.Ф. Волновые машины и технологии (Введение в волновую технологию). М.: R&C Dynamics. 2008. 192 с.

-
4. Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Пустовгар А.П. Волновые технологии в инновационном машиностроении. М.: R&C Dynamics. 2012. 92 с.
 5. Ganiev R.F., Ganiev S.R., Kasilov V.P., Pustovgar A.P. Wave technology in mechanical engineering. Co-published by John Wiley & Sons Inc. Hoboken, New Jersey, and Scrivener Publishing LLC Salem Massachusetts. USA. Published simultaneously in Canada. 2015. 156 p.
 6. Шамов Н.А. Экспериментальные исследования процессов волновой кольматации проницаемой породы // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2014. № 1. С. 5.
 7. Кнэпп Р., Дейли Дж., Хэммит Ф. М.: Мир, 1974. 687 с.
 8. Ультразвук: Маленькая энциклопедия / Под ред. И.П. Галяминой. М.: Советская энциклопедия. 1979. 400 с.
 9. Круглицкий Н.Н., Ничипуренко С.П., Симуров В.В., Минченко В.В. Ультразвуковая обработка дисперсий глинистых минералов / Под ред. Н.Н. Круглицкого. Киев: Наукова думка, 1971.
 10. Ганиев Р.Ф. Нелинейные резонансы и катастрофы. Надежность, безопасность и бесшумность. М.: Институт компьютерных исследований; R&C Dynamics. 2013. 592 с.

МЕХАНИКА МАШИН

УДК 534.26

**КОЛЕБАНИЯ СОСТАВНОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ В ЖИДКОСТИ,
ВОЗБУЖДАЕМЫЕ ДИСКРЕТНОЙ И РАСПРЕДЕЛЕННОЙ НАГРУЗКОЙ**

© 2023 г. О. И. Косарев

*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия**e-mail: kosarevoi@yandex.ru*

Поступила в редакцию 06.07.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

Предложен метод расчета вынужденных колебаний составной цилиндрической оболочки, погруженной в жидкость, возбуждаемой совместно дискретными силами и распределенной по длине нагрузкой. Система состоит из цилиндрических оболочек (отсеков), соединенных упругими кольцами.

Ключевые слова: вынужденные колебания, цилиндрическая оболочка, жидкость, дисперсионное уравнение, дискретные силы, распределенная нагрузка

DOI: 10.31857/S0235711923010078, **EDN:** ASAXNL

Рассматривается задача о вынужденных колебаниях составной оболочки со свободными краевыми условиями, погруженной в жидкость. Конструкция состоит из соединенных между собой цилиндрических оболочек и упругих колец, возбуждаемых дискретной и распределенной нагрузкой.

Задача о вынужденных колебаниях составных оболочек в жидкости может иметь как самостоятельное значение в области акустического проектирования объектов, так и быть частью более сложных задач. Оболочечные конструкции широко применяются в технике. Вопросам колебаний цилиндрических оболочек посвящена обширная литература [1–11]. В большинстве случаев рассматривались бесконечные оболочки или с краевыми условиями Навье. Например, в работе [1] при решении задачи дифракции на цилиндрической оболочке для определения деформаций использовались уравнения колебаний оболочки. Однако решалась плоская задача, т.е. радиальные перемещения оболочки определялись только в плоскости поперечного сечения. В работе [2] рассматривалась бесконечная цилиндрическая оболочка, которая возбуждалась сосредоточенной силой, выраженной через дельта-функцию Дирака. При этом решение для радиальных перемещений было представлено в виде

$$w = \frac{1}{2\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \tilde{w} e^{ik_z z} dk_z,$$

где k_z — осевое волновое число волны изгибных деформаций оболочки. Такие решения не пригодны для практических расчетов конечных цилиндрических оболочек со свободными краевыми условиями.

Задача вынужденных колебаний составной оболочечной конструкции при совместном действии дискретной и распределенной нагрузки является актуальной и, судя по обзору публикаций [1–11], решение ее в настоящее время отсутствует.

Настоящая статья представляет собой развитие и обобщение метода расчета [3] для случая совместного действия дискретной и распределенной нагрузки. В работе [3]

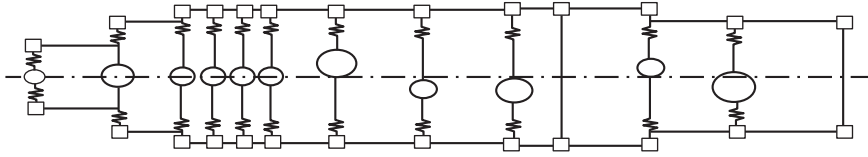


Рис. 1. Динамическая модель составной оболочки.

рассмотрены колебания составной оболочки, возбуждаемые дискретными силами, приложенными к кольцам. В отличие от [3] в настоящей статье изучаются вынужденные колебания составной цилиндрической оболочки в случае возбуждения колебаний совместно дискретными силами и распределенной нагрузкой (давлением).

Динамическая модель составной оболочки, состоящей из секций (отсеков), каждая из которых представляет собой упругую цилиндрическую оболочку с упругими кольцами на концах (торцах), показана на рис. 1 [3].

Здесь, так же, как в [3], при расчете колебаний составная оболочка условно разбивается на подсистемы, включающие оболочки (отсеки) и кольца. Для каждой оболочки (отсека) составляются дисперсионные уравнения и определяются их корни. Функция распределения перемещений оболочек (отсеков) по их длине записывается через перемещения торцевых сечений.

Целью является разработка метода расчета вынужденных колебаний составной цилиндрической оболочки в жидкости, возбуждаемых совместно дискретной и распределенной нагрузками. Дискретная нагрузка — это силы, сосредоточенные по длине оболочки (по окружности они распределены по гармоническому закону $\cos n\varphi$ и $\sin n\varphi$), а распределенная нагрузка — это давление на оболочку окружающей среды.

Новизна разработки заключается в учете совместного действия двух типов нагрузок, из которых метод расчета вынужденных колебаний, возбуждаемых динамическим давлением, конечной составной цилиндрической оболочки со свободными краевыми условиями, погруженной в жидкость, является новым.

Полезность разработки обусловлена следующим обстоятельством. В ряде случаев вибрации передаются на корпус, моделируемый цилиндрической оболочкой, по металлической конструкции и по окружающей среде (в частности жидкости). Дополнительный учет второго пути расширяет возможности метода расчета, делает его более универсальным и повышает его точность.

Ниже приведены формулы, относящиеся к оболочке-отсеку, или из нескольких соединенных оболочек-отсеков и колец.

Уравнения движения цилиндрической оболочки в перемещениях, основаны на моментной теории упругих оболочек Кирхгофа—Лява, имеют вид [4, 5]

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_1}{\partial z} + \frac{\partial S}{\partial \varphi} - \rho_* h a \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + a q_1 &= 0, \\ \frac{\partial T_2}{\partial \varphi} + \frac{\partial S}{\partial z} + \frac{1}{a} \left(\frac{\partial M_2}{\partial \varphi} + 2 \frac{\partial H}{\partial z} \right) - \rho_* h a \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} + a q_2 &= 0, \\ \frac{1}{a} \left(\frac{\partial^2 M_1}{\partial z^2} + 2 \frac{\partial^2 H}{\partial z \partial \varphi} + \frac{\partial^2 M_2}{\partial \varphi^2} \right) - T_2 - \rho_* h a \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - a q_3 &= 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где u , v , w — продольные, окружные и радиальные перемещения оболочки; T_1 , T_2 , S , H , M_1 , M_2 — упругие силовые факторы; a , h — радиус и толщина оболочки; z — осевая безразмерная координата в долях радиуса a ; φ — окружная координата; t — время; ρ_* —

плотность материала оболочки; $0 \leq z \leq \ell$, $\ell = L/a$, L – длина оболочки; q_1, q_2, q_3 – поверхностные распределенные нагрузки.

Считаем, что внешняя распределенная нагрузка (давление) действует по нормали к поверхности оболочки (радиально), поэтому принимаем $q_1 = q_2 = 0$, $q_3 = p e^{i\theta z}$.

Полные решения уравнений (1) для каждой гармоники n записываются в виде

$$\begin{aligned} u &= U e^{i\omega t} \cos n\varphi + u^*, \quad v = V e^{i\omega t} \sin n\varphi + v^*, \quad w = W e^{i\omega t} \cos n\varphi + w^*, \\ U &= \sum_{j=1}^8 C_{jn} \frac{\Delta_{jn}^{(2)}}{\Delta_{jn}^{(1)}} e^{\lambda z}, \quad V = \sum_{j=1}^8 C_{jn} \frac{\Delta_{jn}^{(3)}}{\Delta_{jn}^{(1)}} e^{\lambda z}, \quad W = \sum_{j=1}^8 C_{jn} e^{\lambda z}, \end{aligned} \quad (2)$$

где n – окружные гармоники, C_{jn} – искомые коэффициенты, $\Delta_{j,n}^{(1)}, \Delta_{j,n}^{(2)}, \Delta_{j,n}^{(3)}$ – миноры матрицы уравнения движения оболочки; $\omega = 2\pi f$ – угловая частота колебаний; f – частота колебаний; λ – корни дисперсионного уравнения; t – время; φ – окружная координата, i – мнимое число; u^*, v^*, w^* – частные решения уравнения (1), перемещения вынужденных колебаний, возбуждаемых распределенной нагрузки q_3 .

Для определения показателей экспонент λ , являющихся корнями дисперсионного уравнения, подставим в уравнение (1) решения вида

$$u = U \cdot e^{\lambda z} \cos n\varphi, \quad v = V \cdot e^{\lambda z} \sin n\varphi, \quad w = W \cdot e^{\lambda z} \cos n\varphi,$$

и получим уравнение свободных колебаний оболочки в матричной форме

$$\begin{bmatrix} L_{11} + \omega_*^2 & L_{12} & L_{13} \\ -L_{12} & L_{22} + \omega_*^2 & L_{23} \\ -L_{13} & L_{23} & L_{33} + \omega_*^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} U \\ V \\ W \end{Bmatrix} = \frac{a}{g} \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ q_3 \end{Bmatrix}, \quad (3)$$

где в случае свободных колебаний $q_3 = p_s$ – реакция жидкости на колебания оболочки.

Элементы левой матрицы $L_{i,j}$ в уравнении (3)

$$\begin{aligned} L_{11} &= \lambda^2 - \frac{1-\mu}{2} n^2, \quad L_{12} = \frac{1+\mu}{2} \lambda n = -L_{21}, \quad L_{13} = \lambda \mu, \\ L_{22} &= \frac{1-\mu}{2} (1 + 4\delta^2) \lambda^2 - n^2 \left(1 + b_2 + 2 \frac{z_2 b_2}{r} + \delta^2 + \frac{a_2}{r^2} \right), \\ L_{23} &= L_{32} = -n \left[1 + b_2 + \frac{z_2 b_2}{r} - (2-\mu) \delta^2 \lambda^2 + n^2 \left(\delta^2 + \frac{z_2 b_2}{r} + \frac{a_2}{r^2} \right) \right], \\ L_{31} &= -L_{13}, \quad L_{33} = -1 - b_2 - n^4 \frac{a_2}{r^2} - \delta^2 (\lambda^2 - n^2)^2 - 2 \frac{z_2 b_2}{r}. \end{aligned} \quad (4)$$

$$\omega_*^2 = \frac{\omega^2 r^2 \rho_* (1 - \mu^2)}{E}, \quad g = \frac{Eh}{(1 - \mu^2)r},$$

где μ – коэффициент Пуассона; $r = a$ – радиус оболочки; E – комплексный модуль упругости; ρ_* – плотность материала оболочки; a_2, z_2, b_2 – параметры шпангоутов в случае их конструктивной ортотропии (равномерного распределения параметров по длине оболочки) для низких частот колебаний [6]. Для высоких частот колебаний шпангоуты могут быть представлены в виде колец.

Миноры и определитель матрицы $L_{i,j}$ левой части уравнения (3)

$$\begin{aligned}\Delta^{(1)} &= L_{11}L_{22} + L_{12}^2 + \omega_*^2(L_{11} + L_{22}) + \omega_*^4, \quad \Delta^{(2)} = L_{12}L_{23} - L_{13}L_{22} - \omega_*^2L_{13}, \\ \Delta^{(3)} &= -L_{13}L_{12} - (L_{11} + \omega_*^2)L_{23}, \\ \Delta_0 &= (L_{11} + \omega_*^2)(L_{22} + \omega_*^2)(L_{33} + \omega_*^2) - L_{12}L_{23}L_{13} - L_{13}L_{12}L_{23} + \\ &+ L_{13}(L_{22} + \omega_*^2)L_{13} - (L_{11} + \omega_*^2)L_{23}^2 + L_{12}^2L_{33}.\end{aligned}\quad (5)$$

Корни дисперсионного уравнения с учетом замены $\lambda = i\alpha$ определяются из решения дисперсионного уравнения [3]

$$\frac{\Delta_0(\alpha)}{\Delta^{(1)}(\alpha)} - \frac{\rho_0 \omega^2 a H_n^{(2)}(ka)}{gk H_n^{(2)'}(ka)} = 0, \quad (6)$$

где $\Delta^{(1)}(\alpha) = \Delta^{(1)}$ и $\Delta_0(\alpha) = \Delta_0$ с элементами (5), в которых $\lambda = i\alpha$; ρ_0 — плотность жидкости, $k = \omega/c$ — волновое число; c — скорость звука в жидкости; $H_n^{(2)}(ka)$ — функция Ганкеля второго рода.

Из решения дисперсионного уравнения (6) определяются восемь корней α_j в решении (2), для каждой гармоники n на каждой частоте колебаний f .

Вынужденные колебания, возбуждаемые дискретными силами P , приложенными к кольцам, передаются на оболочки через их связи с кольцами. Кольца могут быть как реальными, так и виртуальными (безынерционными), расположенными при необходимости в любом месте на оболочке, где нужно приложить силы. Непосредственно на поверхность оболочки действует только распределенная нагрузка (давление) $q_3 = pe^{i\theta z}$, которая возбуждает вынужденные колебания оболочки.

Определим частые решения вынужденных колебаний оболочки. Частные решения $u^* = U^* e^{i\omega t} \cos n\varphi$, $v^* = V^* e^{i\omega t} \sin \varphi$, $w^* = W^* e^{i\omega t} \cos n\varphi$ уравнения вынужденных колебаний оболочки от действия распределенной нагрузки $q_3 = pe^{i\theta z}$ определим из решения уравнения (3), обозначив матрицу в левой части уравнения (3) $L_{i,j}$, где $\lambda = i\theta$

$$\begin{Bmatrix} U^* \\ V^* \\ W^* \end{Bmatrix} = \frac{a}{g} [L_{i,j}]^{-1} \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ q_3 \end{Bmatrix}.$$

Радиальные перемещения будут

$$W^* = \frac{\Delta^{(1)}(\theta) a}{\Delta_0(\theta) g} q_3,$$

где $\Delta^{(1)}(\theta) = \Delta^{(1)}$ и $\Delta_0(\theta) = \Delta_0$ при $\lambda = i\theta$.

Определим зависимости, связывающие текущие перемещения поверхности оболочки с перемещениями ее концов. Предварительно к трем перемещениям u , v , w добавим четвертое перемещение, производную $w' = \partial w / \partial z$, угол поворота. Перемещение w' добавлено для возможности состыковки оболочек и колец по четырем силовым факторам, для проведения преобразований перемещений и составления сводного уравнения колебаний составной оболочки в матричной форме.

Перемещения свободных колебаний представим вектором четвертого порядка

$$\zeta(z) = \{u, v, w, w'\}^T.$$

Частные решения, перемещения вынужденных колебаний, с учетом

$$U^* = \frac{\Delta^2(\theta)}{\Delta^1(\theta)} W^*, \quad V^* = \frac{\Delta^3(\theta)}{\Delta^1(\theta)} W^*,$$

также представим вектором четвертого порядка

$$\zeta^* = \{u^*, v^*, w^*, w^{*'}\}^T = w^* \left\{ \frac{\Delta^2(\theta)}{\Delta^1(\theta)}, \frac{\Delta^3(\theta)}{\Delta^1(\theta)}, 1, i\theta \right\}^T.$$

Полные решения (2) представим в матричной форме

$$\zeta(z) = \begin{Bmatrix} \frac{\Delta^{(2)}(\alpha_1)}{\Delta^{(1)}(\alpha_1)} & \frac{\Delta^{(2)}(\alpha_2)}{\Delta^{(1)}(\alpha_2)} & \dots & \frac{\Delta^{(2)}(\alpha_8)}{\Delta^{(1)}(\alpha_8)} \\ \frac{\Delta^{(3)}(\alpha_1)}{\Delta^1(\alpha_1)} & \frac{\Delta^{(3)}(\alpha_2)}{\Delta^1(\alpha_2)} & \dots & \frac{\Delta^{(3)}(\alpha_8)}{\Delta^1(\alpha_8)} \\ 1 & 1 & \dots & 1 \\ i\alpha_1 & i\alpha_2 & \dots & i\alpha_8 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} e^{i\alpha_1 z} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & e^{i\alpha_2 z} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & e^{i\alpha_3 z} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & e^{i\alpha_8 z} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ \vdots \\ C_8 \end{Bmatrix} + \zeta^*.$$

Обозначим

$$G(\alpha) = \begin{Bmatrix} \frac{\Delta^{(2)}(\alpha_1)}{\Delta^{(1)}(\alpha_1)} & \frac{\Delta^{(2)}(\alpha_2)}{\Delta^{(1)}(\alpha_2)} & \dots & \frac{\Delta^{(2)}(\alpha_8)}{\Delta^{(1)}(\alpha_8)} \\ \frac{\Delta^{(3)}(\alpha_1)}{\Delta^1(\alpha_1)} & \frac{\Delta^{(3)}(\alpha_2)}{\Delta^1(\alpha_2)} & \dots & \frac{\Delta^{(3)}(\alpha_8)}{\Delta^1(\alpha_8)} \\ 1 & 1 & \dots & 1 \\ i\alpha_1 & i\alpha_2 & \dots & i\alpha_8 \end{Bmatrix}, \quad \beta(z) = \begin{Bmatrix} e^{i\alpha_1 z} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & e^{i\alpha_2 z} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & e^{i\alpha_3 z} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & e^{i\alpha_8 z} \end{Bmatrix}.$$

Преобразуем выражение $\zeta(z)$, чтобы текущие перемещения выразить через перемещения концов оболочки. Обозначим

$$C_j = \{C_1, C_2, C_3, \dots, C_8\}^T, \quad G(z) = G(\alpha)\beta(z).$$

В краткой записи текущее перемещение

$$\zeta(y) = G(z)C_j + \zeta^*(y).$$

Перемещения на концах оболочки при $z = 0$ и $z = \ell$

$$\zeta(0) = G(0)C_j + \zeta^*(0), \quad \zeta(\ell) = G(\ell)C_j + \zeta^*(\ell).$$

В матричной форме

$$\begin{Bmatrix} \zeta(0) - \zeta^*(0) \\ \zeta(\ell) - \zeta^*(\ell) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} G(0) \\ G(\ell) \end{Bmatrix} C_j.$$

Отсюда путем обращения матрицы, найдем

$$\begin{aligned} C_j &= \begin{bmatrix} G(0) \\ G(\ell) \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \zeta(0) - \zeta^*(0) \\ \zeta(\ell) - \zeta^*(\ell) \end{Bmatrix} = [B_1, B_2] \begin{Bmatrix} \zeta(0) - \zeta^*(0) \\ \zeta(\ell) - \zeta^*(\ell) \end{Bmatrix} = \\ &= B_1(\zeta(0) - \zeta_v^*(0)) + B_2(\zeta(\ell) - \zeta_v^*(\ell)). \end{aligned} \quad (7)$$

В результате получим текущие перемещения в оболочке, выраженные через перемещения ее концов оболочки

$$\zeta(z) = G(z) \left[B_1(\zeta_0 - \zeta_0^*) + B_2(\zeta_\ell - \zeta_\ell^*) \right] + \zeta^*(z), \quad (8)$$

где $\zeta_0 = \zeta(0)$, $\zeta_\ell = \zeta(\ell)$ – перемещения свободных колебаний; $\zeta_0^* = \zeta^*(0)$, $\zeta_\ell^* = \zeta^*(\ell)$ – перемещения вынужденных колебаний от давления q_3 в начале и в конце $z = \ell$ оболочки. Матрица $G(z)$ размером 4×8 состоит из восьми столбцов G_j по числу корней α_j

$$G(z) = \{G_j\}, \quad \text{где } j = 1, 2, \dots, 8; \quad G_j = e^{i\alpha_j z} \left\{ \frac{\Delta^{(2)}}{\Delta^{(1)}}, \frac{\Delta^{(3)}}{\Delta^{(1)}}, 1, i\alpha_j \right\}^T,$$

где $\Delta^{(1)} = \Delta^{(1)}(\alpha_j)$, $\Delta^{(2)} = \Delta^{(2)}(\alpha_j)$, $\Delta^{(3)} = \Delta^{(3)}(\alpha_j)$.

Матрицы B_1 , B_2 размером 8×4 являются блоками квадратной матрицы $B = \{B_1, B_2\}$ размером 8×8 , (7), а сама матрица $B = \left\| \begin{matrix} G_z(0) \\ G_z(\ell) \end{matrix} \right\|^{-1}$.

Определим связь внутренних сил и перемещений в оболочке. Согласно моментной теории цилиндрических оболочек, связь внутренних сил и деформаций на срединной поверхности оболочек можно выразить в виде [4, 5]

$$\begin{aligned} T_1 &= \frac{Eh}{1-\mu^2} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial z} + \mu \frac{1}{r} \left(\frac{\partial v}{\partial \phi} + w \right) \right], \\ S_1^* &= \frac{Eh}{2(1+\mu)r} \left(\frac{\partial u}{\partial \phi} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) + 2D(1-\mu) \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} - \frac{\partial^2 w}{\partial z \partial \phi} \right), \\ Q_1^* &= \frac{D}{r} \left[-\frac{1}{r^2} \frac{\partial^3 w}{\partial z^3} + \frac{M}{r^2} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial z \partial \phi} - \frac{\partial^3 w}{\partial \phi^2 \partial z} \right) + \frac{2(1-\mu)}{r^2} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial z \partial \phi} - \frac{\partial^3 w}{\partial \phi \partial z^2} \right) \right], \\ M_1 &= \frac{D}{r^2} \left[-\frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + \mu \left(\frac{\partial v}{\partial \phi} - \frac{\partial^2 w}{\partial \phi^2} \right) \right], \end{aligned} \quad (9)$$

где D – цилиндрическая жесткость; $r = a$.

После выполнения дифференцирования в (9)

$$\begin{aligned} T_1 &= ge^{i\alpha z} (i\alpha u + \mu n v + \mu w) \cos n\phi, \\ S_1^* &= ge^{i\alpha z} \frac{1-\mu}{2} \left\{ -nu + i\alpha (1 + 4\delta^2) v + 4i\alpha n \delta^2 w \right\} \sin n\phi, \\ Q_1^* &= ge^{i\alpha z} i\alpha \delta^2 \left\{ (2-\mu) n v + \left[(2-\mu) n^2 + \alpha^2 \right] w \right\} \cos n\phi, \\ M/r &= ge^{i\alpha z} \delta^2 \left[\mu n v + (\alpha^2 + \mu n^2) w \right] \cos n\phi. \end{aligned} \quad (10)$$

После подстановки перемещений в (10) получим вектор внутренних сил в сечении оболочки

$$\begin{aligned} \eta(z) &= \{T_1, S_1^*, Q_1^*, M/r\}^T, \\ \eta(z) &= G^*(z) [B_1(\zeta_0 - \zeta_0^*) + B_2(\zeta_\ell - \zeta_\ell^*)] + \Phi W^* e^{i\theta z}, \end{aligned} \quad (11)$$

где $G^*(z)$ – матрица размером 4×8 , состоящая из восьми столбцов G_j^* (по числу корней α_j) $G^*(z) = \{G_j^*\}$, $j = 1, 2, \dots, 8$.

$$G(z) = ge^{i\alpha z} \left\| \begin{array}{c} i\alpha \frac{\Delta^{(2)}}{\Delta^{(1)}} + \mu n \frac{\Delta^{(3)}}{\Delta^{(1)}} + \mu \\ \frac{1-\mu}{2} \left(-n \frac{\Delta^{(2)}}{\Delta^{(1)}} + i\alpha \frac{\Delta^{(3)}}{\Delta^{(1)}} (1+4\delta^2) + 4i\alpha n \delta^2 \right) \\ i\alpha \delta^2 \left(n(2-\mu) \frac{\Delta^{(3)}}{\Delta^{(1)}} + (2-\mu)n^2 + \alpha^2 \right) \\ \mu n \frac{\Delta^{(3)}}{\Delta^{(1)}} \delta^2 + (\mu n^2 + \alpha^2) \delta^2 \end{array} \right\|, \quad (12)$$

где $\Delta^{(1)}, \Delta^{(2)}, \Delta^{(3)}$ – миноры (5) при $\lambda = i\alpha$.

Вектор Φ – определяет реакции в сечениях оболочки в направлениях перемещений $\zeta(z)$ при действии внешнего давления

$$\Phi = ge^{i\theta z} \left\| \begin{array}{c} i\theta \frac{\Delta^{(2)}(\theta)}{\Delta^{(1)}(\theta)} + \mu n \frac{\Delta^{(3)}(\theta)}{\Delta^{(1)}(\theta)} + \mu \\ \frac{1-\mu}{2} \left[-n \frac{\Delta^{(2)}(\theta)}{\Delta^{(1)}(\theta)} + i\theta(1+4\delta^2) \frac{\Delta^{(3)}(\theta)}{\Delta^{(1)}(\theta)} + 4i\theta n \delta^2 \right] \\ i\theta \delta^2 \left\{ n(2-\mu) \frac{\Delta^{(3)}(\theta)}{\Delta^{(1)}(\theta)} + [(2-\mu)n^2 + \theta^2] \right\} \\ \delta^2 \left[\mu n \frac{\Delta^{(3)}(\theta)}{\Delta^{(1)}(\theta)} \theta + (\theta^2 + \mu n^2) \right] \end{array} \right\|, \quad (13)$$

где $\Delta^{(1)}, \Delta^{(2)}, \Delta^{(3)}$ – миноры (5) при $\lambda = i\theta$.

Колебания кольца. Матричное уравнение колебаний кольца для окружных гармоник $n \geq 1$

$$\begin{bmatrix} m_{11} & 0 & 0 & m_{14} \\ 0 & m_{22} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_{33} & 0 \\ m_{41} & 0 & 0 & m_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \\ \vartheta R \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} q_u \\ q_v \\ q_w \\ M/R \end{Bmatrix}, \quad (14)$$

где u, v, w, ϑ – перемещения центра масс кольца, соответственно продольное, окружное, радиальное и угол поворота из плоскости. В правой части уравнения (14) записан вектор сосредоточенных нагрузок. Обозначим M_k левую матрицу (14). Элементы матрицы M_k

$$\begin{aligned} m_{11} &= n^4 G_3 + n^2 G_t - \rho_* F \omega^2, & m_{14} &= n^2 (G_3 + G_t), & m_{14} &= m_{41}, \\ m_{22} &= G_1 n^2 (n^2 - 1)^2 - (n^2 + 1) \rho_* F \omega^2, & m_{33} &= G_1 (n^2 - 1)^2 - \frac{(n^2 + 1)}{n^2} \rho_* F \omega^2, \\ m_{44} &= G_3 + n^2 G_t, & G_k &= \frac{E J_k}{R_k^4}, & k &= 1, 3, & G_t &= \frac{E J_t}{2(1 + \mu) R_k^4}. \end{aligned}$$

Кольцо характеризуется параметрами: R_k – радиус центра масс сечения кольца; E – комплексный модуль упругости материала; ρ_* – плотность материала; F – площадь поперечного сечения; J_1 и J_3 – моменты инерции поперечного сечения; J_{13} – центробежный момент инерции; J_t – массовый момент инерции при кручении. На кольцах

могут быть упруго закреплены сосредоточенные массы m_u^∂ , m_w^∂ , C_u , C_w – жесткости их крепления. Массы m^∂ , m_w^∂ и жесткости C_u , C_w моделируют виброизолированное оборудование, установленное на кольцах.

Приведение перемещений и внутренних сил на концах оболочек к кольцу. В случае, когда к кольцу (слева и справа) крепятся оболочки разного диаметра необходимо выполнить соответствующее приведение координат (перемещений) торцов оболочек к центру масс поперечного сечения кольца.

Векторы перемещений концевых сечений оболочки

$$\zeta_{k1} = H_k^1 Z_k, \quad \zeta_{k+1,0} = H_k^2 Z_k, \quad Z_k = \{U_k, V_k, W_k, \theta R_k\}^T,$$

где H_k^1 и H_k^2 – матрицы приведения координат концевых сечений оболочки к кольцу; Z_k – вектор перемещений кольца

$$H_k^1 = \begin{Bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{r_k}{R_k} \end{Bmatrix}, \quad H_k^2 = \begin{Bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{r_{k+1}}{R_k} \end{Bmatrix}.$$

Внутренние силы, действующие в торцевых сечениях оболочек (в конце предыдущей оболочки $\eta_{k,1}$ и в начале последующей оболочки $\eta_{k+1,0}$), приведем к соединяющему их кольцу с помощью матриц приведения H_k^3 и H_k^4 .

Матрицы преобразования сил, действующих на концы оболочек номер k и $k+1$ к центру масс сечения кольца номер k

$$f_k^1 = H_k^3 \eta_{k1}, \quad f_k^2 = H_k^4 \eta_{k+1,0}, \quad \eta_{k0} = \eta_k(0), \quad \eta_{k1} = \eta_k(\ell_k),$$

$$H_k^3 = \begin{Bmatrix} \frac{r_k}{R_k} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{r_k}{R_k} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{r_k}{R_k} & 0 \\ \frac{(R_k - r_k)r_k}{R_k^2} & 0 & 0 & \frac{r_k^2}{R_k^2} \end{Bmatrix}, \quad H_k^4 = \begin{Bmatrix} \frac{r_{k+1}}{R_k} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{r_{k+1}}{R_k} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{r_{k+1}}{R_k} & 0 \\ \frac{(R_k - r_{k+1})r_{k+1}}{R_k^2} & 0 & 0 & \frac{r_{k+1}^2}{R_k^2} \end{Bmatrix}. \quad (15)$$

Уравнение движения центра масс сечения k -го кольца имеет вид

$$M_k Z_k = P_k - f_k^1 + f_k^2. \quad (16)$$

Подставляя в уравнение движения кольца (16) выражения (8, 11, 12–15) получим систему уравнений относительно векторов Z_k : порядка $4(N+1)$, где N – количество оболочек; $N+1$ – количество колец. Уравнения (16) составляются для каждого кольца последовательно

$$\begin{aligned} & \left[M_0 - H_0^4 G_1^*(0) B_{1,1} H_0^2 \right] Z_0 - H_0^4 G_1^*(0) B_{2,1} H_1^1 Z_1 = \\ & = P_1 + H_0^4 \left\{ \Phi_1 W_1^* - G_1^*(0) \left[B_{1,1} \zeta_1^* + B_{2,1} \zeta_1^* e^{i\theta_1 \ell_1} \right] \right\}, \\ & H_k^3 G_k^*(\ell_k) B_{1,k} H_{k-1}^2 Z_{k-1} + \left[M_k + H_k^3 G_k^*(\ell_k) B_{2,k} H_k^1 - H_k^4 G_{k+1}^*(0) B_{1,k+1} H_k^2 \right] Z_k - \end{aligned}$$

A_{10}	A_{11}	A_{12}					Z_1
	A_{21}	A_{22}	A_{23}				Z_2
		A_{31}	A_{33}	A_{32}			Z_3
			A_{41}	A_{44}	A_{42}		Z_4
				A_{51}	A_{55}	A_{52}	Z_5

Рис. 2. Структура матричного уравнения.

$$\begin{aligned}
& -H_k^4 G_{k+1}^*(0) B_{2,k+1} H_{k+1}^1 Z_{k+1} = P_k + \left\{ H_k^4 \Phi_{k+1} W_{k+1}^* - H_k^3 \Phi_k W_k^* e^{i\theta_k \ell_k} + \right. \\
& \left. + H_k^3 G_k^*(\ell_k) \left[B_{1,k} \zeta_k^* + B_{2,k} \zeta_k^* e^{i\theta_k \ell_k} \right] - H_k^4 G_{k+1}^*(0) \left[B_{1,k+1} \zeta_{k+1}^* + B_{2,k+1} \zeta_{k+1}^* e^{i\theta_k \ell_k} \right] \right\}, \\
& H_n^3 G_n^*(\ell_n) B_{1,n} H_{n-1}^2 \zeta_{n-1} + \left[M_n + H_n^3 G_n^*(\ell_n) B_{2,n} H_n^1 \right] Z_n = \\
& = P_n + H_n^3 \Phi_n W_n^* e^{i\theta_n \ell_n} - H_n^3 G_n^*(\ell_n) \left[B_{1,n} \zeta_n^* + B_{2,n} \zeta_n^* e^{i\theta_n \ell_n} \right].
\end{aligned} \tag{17}$$

Здесь первое уравнение составлено для первого кольца, соединенного с оболочкой справа, второе уравнение — для промежуточного кольца, соединенного с оболочками слева и справа, а третье — для последнего кольца, соединенного с оболочкой слева.

Общее матричное уравнение вынужденных колебаний составной оболочки имеет ленточный вид цепной системы. Уравнение состоит из блок-матриц четвертого порядка, квазидиагонально расположенных. На рис. 2 показана структура матричного уравнения составной оболочки с четырьмя оболочками и пятью кольцами, где крайние блоки $A_{10} = 0$ и $A_{52} = 0$, потому что перед первым кольцом и после последнего кольца нет оболочек. Такая ленточная структура позволяет быстро решать матричные уравнения высокого порядка (нескольких сотен). В результате решения этой системы определяются искомые векторы перемещений колец Z_k .

После определения векторов перемещений Z_k на кольцах k из уравнения (17) можно определить амплитудно-частотные характеристики колебаний составной оболочки в заданных сечениях (кольцах) оболочечной конструкции, а также формы вынужденных колебаний составной оболочки в целом.

Заключение. Предложен метод расчета вынужденных колебаний составной оболочки со свободными граничными условиями, включающей соединенные между собой цилиндрические оболочки и упругие кольца, возбуждаемые совместно сосредоточенными и распределенными нагрузками. По отношению к методу [3], где возбуждение задавалось дискретными силами, приложенными к кольцам, метод расширен и дополнен возможностью расчета вынужденных колебаний составной оболочечной системы дискретными силами и динамическим давлением, приложенным к оболочке, что делает метод более универсальным. Дополнительный уточняющий учет возбуждения колебаний оболочки от давления через сжимаемую среду определяет новизну и полезность разработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шендеров Е.Л. Волновые задачи гидроакустики. Л.: Судостроение, 1972. 349 с.
2. Романов В.Н., Иванов В.С. Излучение звука элементами судовых конструкций. СПб.: Судостроение, 1993. 212 с.
3. Косарев О.И. Вынужденные колебания цилиндрической оболочки, погруженной в жидкость // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2020. № 2. С. 16.
4. Бидерман В.Л. Механика тонкостенных конструкций. Статика. М.: Машиностроение, 1977. С. 260.
5. Прочность. Устойчивость. Колебания. Том 3. Справочник / Под ред. И.А. Биргера и Я.Г. Пановко. М.: Машиностроение, 1968. С. 423.
6. Авербух А.З., Вейцман Р.И., Генкин М.Д. Колебания элементов конструкций в жидкости. М.: Наука, 1987. 158 с.
7. Абрамов А.А., Конюхова Е.Б., Парийский Б.С. Численные исследования свободных и вынужденных колебаний в сжимаемой среде замкнутых упругих моментных оболочек вращения // Журнал вычислительной математики и математической физики. 1989. Т. 29. № 5. С. 747.
8. Косарев О.И. Дисперсионное уравнение свободной конечной цилиндрической оболочки, погруженной в жидкость // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2019. № 5. С. 36.
9. Balena F.J., Prydz R.A., Revell J.D. Single and doublewall cylinder noise reduction // J. Aircraft. 1983. V. 20. № 5. P. 434.
10. Shenck H.A. The efficient calculation and display of dispersion curves for a thin cylindrical shell immersed in a fluid // Proc. ICA 14. 1992. Paper B8-2.
11. Shvartz A., Samsonov A., Dreiden G., Semenova I. Evolution of bulk stain solution in cylindrical in homogeneous shells // AIP Conf. Proc. 2015. V. 1685.

МЕХАНИКА МАШИН

УДК 621.01

**ДИНАМИКА ГИБКОГО РОТОРА С ДИСКОМ ПРИ ТОЧЕЧНОМ КОНТАКТЕ
С ДИСКРЕТНЫМИ ВЯЗКОУПРУГИМИ ОГРАНИЧИТЕЛЯМИ КОЛЕБАНИЙ**© 2023 г. А. А. Азаров^{1,2}, А. М. Гуськов^{1,2}, Г. Я. Пановко^{1,*}¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия²Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

*e-mail: gpanovko@yandex.ru

Поступила в редакцию 08.09.2022 г.

После доработки 06.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

Рассмотрена динамика ротора с массивным диском при взаимодействии с дискретно расположенными в плоскости вращения диска вязкоупругими опорами — ограничителями колебаний. Получены дифференциальные уравнения, описывающие поперечные радиальные и угловые колебания ротора при его вращении. Решение представлено в виде интегрального уравнения Фредгольма второго рода. Исследуется закритическое поведение ротора после бифуркации Пуанкаре—Андропова—Хопфа, которое вызвано внутренним трением в материале вала. Введено обобщающее определение показателя прецессии ротора, позволяющее вычислять частоту и направление прецессии по информации о поперечных колебаниях ротора.

Ключевые слова: роторная система, критическая скорость, прецессия, упругие ограничители, внутреннее трение, неустойчивость, бифуркационный анализ

DOI: 10.31857/S0235711923010029, **EDN:** ASDRK1

Вращение ротора часто сопровождается различными, в том числе, и нелинейными эффектами, связанными с гироскопическими и аэрогидродинамическими силами, геометрическими особенностями вала, с взаимодействием с опорами, приводным двигателем и др. [1–6]. Отметим существенное влияние внутреннего трения, которое является дестабилизирующим фактором, вызывающим неустойчивость вращения ротора [5, 7–9]. Динамическая неустойчивость ротора проявляется в виде нарастающих колебаний оси ротора и особенностей прецессии [10–12]. Прецессия оси гибкого ротора обычно является крайне нежелательным явлением, приводящим к возможным контактным взаимодействиям с элементами статора. Особенности прецессионного движения при контакте с элементами жесткого или податливого статора рассматривались в работах [3–5, 13–20]. В частности, в статьях [3, 16–20] был выявлен режим обратной прецессии при обкатке ротора внутри статора за счет сухого трения. Показано, что существует предельная скорость обкатки, равная собственной частоте ротора [3]. В работе [4] исследованы контактные режимы ротора с элементами роторной системы в двух различных ситуациях: а) контакт ротора с неподвижным статором; б) контакт ротора с легкими подвижными элементами (уплотнительными кольцами, упругими опорами и т.д.). При анизотропной опоре возникает двуударный режим ротора, который может происходить как в плоскости наименьшей, так и наибольшей жесткости, в зависимости от соотношения масс ротора и опоры. Установлено, что анизотропия жесткости опор и внешнего трения приводит к взаимодействию прямой и обратной

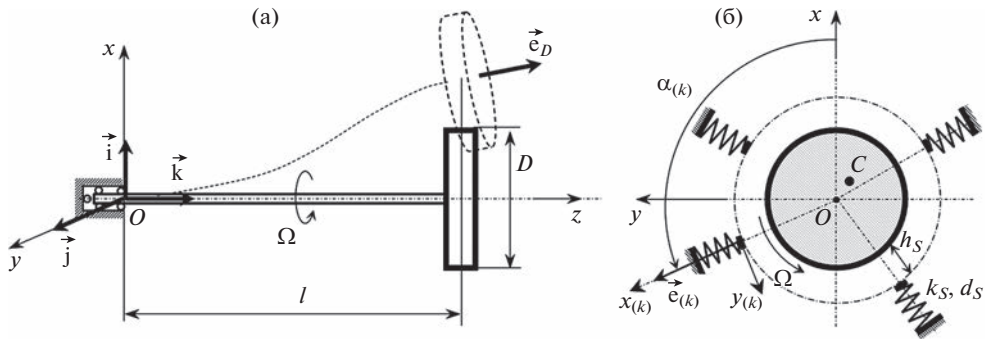


Рис. 1. Схема ротора в исходном и деформированном состоянии (а) и расположение ограничителей в поперечном сечении диска (б).

прецессии [4]. Прецессия ротора на анизотропных опорах представляет собой эллиптическую кривую, вследствие наложения прямой и обратной прецессии [5].

В этих работах показано, что при контакте вращающегося ротора с элементами кольцевого статора возможны различные типы движения (периодические, почти периодические, хаотические), сопровождающиеся ударами различной кратности. В статье [21] было рассмотрено поведение ротора типа Джеффкотта при контакте диска с одним упругим ограничителем, где установлено, что в докритической области при контакте ротора с ограничителем в зависимости от величины зазора и угловой скорости вращения ротора могут возникнуть периодические однократные или трехкратные контакты с опорой. В закритической области контакт ротора с ограничителем стабилизирует амплитуды его колебаний. При этом в зависимости от величины эксцентриситета массы диска в закритической области возможны различные прецессионные вибрации.

Настоящая статья посвящена анализу динамики прецессирующего гибкого ротора с внутренним трением в закритической области скорости вращения и стабилизации его поперечных колебаний за счет взаимодействия с точечными вязкоупругими опорами – ограничителями, установленными с радиальным зазором в плоскости диска.

Расчетная схема. Ротор представляет собой гибкий вал постоянного круглого поперечного сечения с массивным однородным диском массой M и диаметром D , закрепленным на одном из концов вала. Другой конец вала установлен в жесткой опоре по типу “заделки” (рис. 1а). Погонная масса вала m_R равномерно распределена по его длине l . Диск обладает эксцентриситетом массы $e \ll D$.

Ротор вращается вокруг своей продольной оси с постоянной угловой скоростью Ω . Учитываются внутреннее трение в материале вала, пропорциональное скорости его деформации, а также внешнее линейное демпфирование, пропорциональное абсолютной скорости ротора. Движение ротора рассматривается относительно неподвижной правосторонней системы координат $Oxyz$ с началом в опоре ротора. Ось Oz совпадает с продольной осью недеформированного ротора; оси Ox и Oy взаимно перпендикулярны оси Oz (рис. 1а). Орты $\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$ ¹ связаны с осями $Oxyz$; орт $\bar{e}_D$ связан с центральным сечением диска и направлен по нормали к его плоскости (по локальной касательной к оси вала).

Для ограничения изгибных колебаний ротора в диаметральной плоскости диска по направлениям векторов $\bar{e}_{(k)} = \cos(\alpha_{(k)})\bar{i} + \sin(\alpha_{(k)})\bar{j}$, $\alpha_{(k)} = \angle(x, x_{(k)})$, установлены

¹ Физические векторы помечаются стрелкой сверху; матричные векторы и матрицы в неподвижном базисе пишутся жирным шрифтом.

$k=1, N_S$ одинаковых вязкоупругих опор с линейной жесткостью $k_{(k)}$ и коэффициентом демпфирования $d_{(k)}$, которые могут деформироваться вдоль направления $Ox_{(k)}$ (рис. 16). Контактная поверхность опор расположена на расстоянии $h_{(k)}$ по нормали к окружной поверхности диска. Массой ограничителей пренебрегаем, что предполагает безударный контакт. Задача сводится к исследованию влияния внутреннего трения вала, дисбаланса диска и параметров ограничителей (установочного зазора, жесткости, демпфирования и коэффициента трения скольжения) на особенности прецессионного вращения ротора.

Уравнения движения ротора. Положение и угол поворота оси ротора в системе координат $Oxyz$ будем описывать векторами $\mathbf{r}(z, t) = \{u_x(z, t), u_y(z, t)\}^T$ и $\vartheta(z, t) = \{\vartheta_x(z, t), \vartheta_y(z, t)\}^T$. При вращении ротора на диск действуют внешняя сила $\mathbf{P}_{D\text{ext}}(t)$ и внешний момент $\mathbf{L}_{D\text{ext}}(t)$; здесь и ниже по тексту индекс D приписан к параметрам диска.

Внешняя сила включает в себя: 1) силу трения о внешнюю среду $\mathbf{P}_{Dd}(t) = -d_{Dr}\dot{\mathbf{r}}_D(t)$, d_{Dr} – коэффициент внешнего линейного трения; 2) силу веса (в случае горизонтальной оси ротора) $\mathbf{P}_{Dg} = -M\mathbf{g}\mathbf{i}$, $\mathbf{i} = \{1 \ 0\}^T$; 3) силу от дисбаланса диска $\mathbf{P}_{De}(t) = Me\Omega^2\mathbf{c}(t)$, $\mathbf{c}(t) = \{\cos(\Omega t + \varphi_e), \sin(\Omega t + \varphi_e)\}^T$, φ_e – произвольная начальная фаза; 4) суммарную силу взаимодействия диска с системой точечных вязкоупругих безмассовых опор $\mathbf{F}_{D\Sigma}(t)$, которая будет описана ниже; 5) силу действия на диск со стороны вала $\mathbf{P}_{DR}(t)$

$$\mathbf{P}_{D\text{ext}}(t) = \mathbf{P}_{Dd}(t) + \mathbf{P}_{Dg} + \mathbf{P}_{De}(t) + \mathbf{F}_{D\Sigma}(t) + \mathbf{P}_{DR}(t). \quad (1)$$

При формировании внешнего момента ограничимся моментом, вызванным внешним трением, которое пропорционально скорости угловых поворотов относительно поперечных осей диска, а также моментом $\mathbf{L}_{DR}(t)$, действующим на диск со стороны вала ротора

$$\mathbf{L}_{D\text{ext}}(t) = -d_{D\vartheta}\dot{\vartheta}_D(t) + \mathbf{L}_{DR}(t), \quad \dot{\vartheta}_D(t) = \{\dot{\vartheta}_{Dx}(t), \dot{\vartheta}_{Dy}(t)\}^T. \quad (2)$$

Уравнения Ньютона–Эйлера для диска принимают вид

$$\begin{cases} M\ddot{\mathbf{u}}_D(t) = \mathbf{P}_{D\text{ext}}(t) \\ B\ddot{\vartheta}_D(t) + 2\Omega B\mathbf{S}\dot{\vartheta}_D(t) = \mathbf{L}_{D\text{ext}}(t) \end{cases}, \quad \mathbf{S} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{E} = -\mathbf{S}\mathbf{S} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3)$$

где $2\Omega B\mathbf{S}\dot{\vartheta}_D(t)$ – гироскопический момент вращающегося диска, $B = MD^2/16$ – момент инерции диска вокруг поперечных осей.

Уравнения движения вала ротора под действием распределенной поперечной нагрузки $\mathbf{q}(z, t)$ и распределенной моментной изгибающей нагрузки $\mathbf{m}(z, t)$ для модели стержня Бернулли–Эйлера запишем в векторно-матричной форме

$$\begin{cases} m_R\ddot{\mathbf{r}}(z, t) = \mathbf{Q}'(z, t) + \mathbf{q}(z, t), \\ \rho_R I_R (\ddot{\vartheta}(z, t) + 2\Omega \mathbf{S}\dot{\vartheta}(z, t)) = \mathbf{M}'(z, t) - \mathbf{S}\mathbf{Q}(z, t) + \mathbf{m}(z, t), \end{cases} \quad (4)$$

где $\mathbf{Q}(z, t)$, $\mathbf{M}(z, t)$ – векторы поперечной силы и изгибающего момента в текущем сечении вала; ρ_R – плотность материала вала; I_R – геометрический момент инерции поперечного сечения вала относительно поперечной оси; “штрихом” обозначена операция дифференцирования по координате z .

Влияние диска учитывается введением в распределенные нагрузки $\mathbf{q}(z, t)$, $\mathbf{m}(z, t)$ сосредоточенной силы $\mathbf{P}_{RD} = -\mathbf{P}_{DR}$ и сосредоточенного изгибающего момента $\mathbf{L}_{RD} = -\mathbf{L}_{DR}$ с помощью дельта-функции Дирака $\delta(z - z_D)$. Таким образом, распределенные нагрузки

$$\begin{aligned}\mathbf{q}(z, t) &= [-d_{Dr}\dot{\mathbf{r}}_D(t) - M\ddot{\mathbf{u}}_D(t) + \mathbf{P}_\Sigma(t)]\delta(z - z_D) - d_e\dot{\mathbf{r}} - EI_R T_V(\dot{\mathbf{r}}'''' + \Omega \mathbf{S}\dot{\mathbf{r}}''''') - m_R g \mathbf{i}, \\ \mathbf{m}(z, t) &= [-d_{D\vartheta}\dot{\vartheta}_D(t) - B\ddot{\vartheta}_D(t) - 2\Omega BS\dot{\vartheta}_D(t)]\delta(z - z_D), \\ \mathbf{P}_\Sigma(t) &= \mathbf{P}_{Dg} + \mathbf{P}_{De}(t) + \mathbf{F}_{D\Sigma}(t),\end{aligned}\quad (5)$$

где d_e — коэффициент внешнего демпфирования вала; T_V — коэффициент, характеризующий внутреннее трение в материале вала (время релаксации в законе Фойгта); EI_R — изгибная жесткость вала.

Учитывая, что $\dot{\vartheta} = -\mathbf{S}\mathbf{r}'$ и $\mathbf{M} = EI_R\dot{\vartheta}'$, после преобразований системы (4), получим уравнение четвертого порядка относительно вектора $\mathbf{r}(z, t)$

$$\begin{aligned}EI_R \mathbf{r}''''(z, t) &= \mathbf{q}_\Sigma(z, t), \\ \mathbf{q}_\Sigma(z, t) &= \mathbf{q}(z, t) - \mathbf{S}\mathbf{m}'(z, t) + \rho_R I_R (\mathbf{S}\dot{\vartheta}'(z, t) - 2\Omega \dot{\vartheta}'(z, t)) - m_R \ddot{\mathbf{r}}(z, t).\end{aligned}\quad (6)$$

Приведенные уравнения движения аналогичны полученным другими авторами, например, в книге [5]. Однако настоящая форма записи уравнений (6), позволяет при их численном решении более наглядно проанализировать влияние всех учитываемых силовых факторов на движение ротора при взаимодействии с дополнительными опорами.

Приведем уравнения (6) к безразмерному виду, используя линейный масштаб Z_* и масштаб времени T_* : $z = Z_*\zeta$, $t = T_*\tau$, причем $Z_* = l T_* = \sqrt{Ml^3/EI_R}$. Кроме того, введем безразмерные прогиб и поворот оси вала (поперечного сечения) $\xi(z, t) = \mathbf{r}(z, t)/l$, $\vartheta(z, t) = -\mathbf{S}\xi'(z, t)$. Используем также обозначения для производных $\forall a$, $a' = \partial a / \partial \zeta = l \partial a / \partial z$, $\dot{a} = \partial a / \partial \tau = \sqrt{Ml^3/EI_R} \partial a / \partial t$. Тогда в уравнениях (6) образуются следующие безразмерные комплексы — критерии подобия (обозначены греческими буквами)

$$\begin{aligned}\beta_R &= \beta_B \frac{\varepsilon_D^2}{16}, \quad \beta_B = \frac{\rho_R l I_R}{B}, \quad \beta = \frac{B}{Ml^2} = \frac{\varepsilon_D^2}{16}, \quad \varepsilon_D = \frac{D}{l}, \quad \eta_e = \frac{d_e l^4}{2\sqrt{Ml^3 EI_R}}, \\ \eta_i &= \frac{T_V}{2} \sqrt{\frac{EI_R}{Ml^3}}, \quad \eta_{D\xi} = \frac{d_{Dr} l^3}{2\sqrt{Ml^3 EI_R}}, \quad \eta_{D\vartheta} = \frac{d_{D\vartheta} l}{2\sqrt{Ml^3 EI_R}}, \quad \gamma = \frac{l^2}{EI_R} (Mg), \\ \mu_R &= \frac{m_R l}{M} = \mu_B \frac{\varepsilon_D^2}{16}, \quad \mu_B = \frac{m_R l^3}{B}, \quad N = \Omega \sqrt{\frac{Ml^3}{EI_R}}, \quad \Pi_\Sigma = \frac{l^2}{EI_R} \mathbf{P}_\Sigma, \quad \Psi_{D\Sigma} = \frac{l^2}{EI_R} \mathbf{F}_{D\Sigma},\end{aligned}\quad (7)$$

где ε_D — относительный диаметр диска (диаметр, отнесенный к длине ротора), N — угловая скорость вращения ротора.

Учитывая подстановки $\mathbf{m} \leftarrow (l^2/EI_R)\mathbf{m}$, $\mathbf{q} \leftarrow (l^3/EI_R)\mathbf{q}$, получим уравнения движения ротора в следующей безразмерной форме

$$\xi''''(\zeta, \tau) = \mathbf{q}_\Sigma(\zeta, \tau) - \mathbf{S}\mathbf{m}'(\zeta, \tau), \quad \mathbf{S}\vartheta(\zeta, \tau) = \xi'(\zeta, \tau), \quad (8)$$

где

$$\begin{aligned} \mathbf{q}_\Sigma(\zeta, \tau) &= \mathbf{q}_V(\zeta, \tau) + \mathbf{q}_\xi(\zeta, \tau), \quad \mathbf{q}_V(\zeta, \tau) = -2\eta_i(\ddot{\xi}'''' + N\mathbf{S}\xi'''''), \\ \mathbf{q}_\xi(\zeta, \tau) &= -2\eta_e\dot{\xi} - (\ddot{\xi} + 2\eta_{D\xi}\dot{\xi} - \Pi_\Sigma)\delta(\zeta - \zeta_D) - \mu_R\ddot{\xi} + \beta_R(\mathbf{S}\ddot{\vartheta}' - 2N\dot{\vartheta}') - \gamma\mu_R\mathbf{i}, \\ \mathbf{m}(\zeta, \tau) &= -[\beta(\ddot{\vartheta} + 2N\mathbf{S}\dot{\vartheta}) + 2\eta_{D\vartheta}\dot{\vartheta}]\delta(\zeta - \zeta_D), \end{aligned} \quad (9)$$

здесь $\mathbf{q}_V(\zeta, \tau)$ – распределенная поперечная нагрузка от сил внутреннего трения в материале вала.

Взаимодействие ротора (диска) с ограничителями. Каждая из N_s упруго-демпферных опор, обладающих линейной жесткостью $\kappa_{(j)} = (k_{(j)}l/EI_R)$ и коэффициентом демпфирования $\eta_{(j)} = d_{(j)}\sqrt{l^3/(MEI_R)}$, расположена на расстоянии $\chi_{(j)} = h_{(j)}/l$, $j = \overline{1, N_s}$ от периферийной поверхности диска. Опора может деформироваться только вдоль направления $Ox_{(j)}$. При контакте ротора с опорой в распределенной нагрузке $\mathbf{q}_\xi(\zeta, \tau)$, входящей в безразмерные уравнения (9), необходимо добавить сосредоточенную силу действия j -й опоры на диск $\Psi_{(j)}(\tau) = \{\Psi_{x(j)}(\tau), \Psi_{y(j)}(\tau)\}^T$, которая содержит две компоненты – нормальную, вдоль оси $Ox_{(j)}$, и тангенциальную к поверхности опоры (сила трения с коэффициентом f_s) вдоль оси $Oy_{(j)}$. Силу взаимодействия ротора с упруго-демпфированной опорой будем описывать формулами

$$\begin{aligned} \Psi_{(k)} &= -H(\xi_{x(k)} - \chi_{(k)})H(r_{(k)})r_{(k)}\mathbf{s}_{(k)}, \quad \Psi_{(k)xy} = \mathbf{T}_{(k)}\Psi_{(k)}, \\ r_{(k)} &= \kappa_{(k)}(\xi_{x(k)} - \chi_{(k)}) + \eta_{(k)}\dot{\xi}_{x(k)}, \quad \mathbf{s}_{(k)} = \{1, f_{(k)}V_{(k)}/|V_{(k)}|\}^T, \quad V_{(k)} = N\varepsilon_D/2 - \dot{\xi}_{y(k)}, \\ \mathbf{T}_{(k)} &= \begin{bmatrix} \cos(\alpha_{(k)}) & -\sin(\alpha_{(k)}) \\ \sin(\alpha_{(k)}) & \cos(\alpha_{(k)}) \end{bmatrix}, \end{aligned} \quad (10)$$

где $H(\xi_{x(k)} - \chi_{(k)})$ – функция Хэвисайда, которая равна единице, если диск внедрен в одностороннюю опору – $(\xi_{x(k)} - \chi_{(k)}) > 0$, $H(r_{(k)})$ – опора работает, если существует только нормальная сила давления на контактные поверхности, $r_{(k)}$ – нормальная контактная сила, $\mathbf{s}_{(k)}$ – вектор распределения сил на опоре, $V_{(k)}$ – скорость скольжения поверхности диска относительно поверхности k -й опоры. В результате суммарная сила от взаимодействия со всеми опорами $\Psi_{D\Sigma} = \sum_{k=1}^{N_s} \Psi_{(k)xy}$.

Влияние эксцентриситета массы и силы веса диска. При наличии эксцентриситета $\varepsilon = e/l$ в векторе $\mathbf{q}_\xi(\zeta, \tau)$ и, соответственно, в безразмерных уравнениях движения, необходимо учитывать дополнительную компоненту Π_{De} поперечной сосредоточенной силы Π_Σ , входящую в выражение (9)

$$\Pi_{De}(\tau) = \varepsilon N^2 \mathbf{c}(\tau), \quad \mathbf{c}(\tau) = \{\cos(N\tau + \varphi), \sin(N\tau + \varphi)\}^T, \quad (11)$$

где φ – произвольная начальная фаза. В случае горизонтального расположения ротора учитывается сила веса диска $\Pi_{Dg} = -\gamma\mathbf{i}$. В результате суммарного действия сосредоточенных сил $\Pi_{De}(\tau)$ и Π_{Dg} сосредоточенная сила $\Pi_\Sigma(\tau)$ принимает вид

$$\Pi_\Sigma(\tau) = \Pi_{Dg} + \Pi_{De}(\tau) + \Psi_{D\Sigma}(\tau). \quad (12)$$

Интегральная форма решения. Решение уравнений (8) с учетом (2) и (11) будем искать как решение интегрального уравнения Фредгольма второго рода с помощью функции Грина $G(\zeta, s)$ для стержня Бернулли–Эйлера

$$\xi(\zeta, \tau) = \int_0^1 G_{,00}(\zeta, s) [\mathbf{q}_\Sigma(s, \tau) - \mathbf{S}\mathbf{m}'(s, \tau)] ds. \quad (13)$$

В дальнейшем используются обозначения для частных производных функции Грина $G_{,kl}(\zeta, s) = \partial^k \partial^l G(\zeta, s) / \partial \zeta^k \partial s^l$. При подстановке (13) в уравнения (8) получим

$$\begin{cases} \xi(\zeta, \tau) + 2\eta_i (\dot{\xi} + \mathbf{N}\mathbf{S}\xi) = \int_0^1 G_{,00}(\zeta, s) [\mathbf{q}_\xi(s, \tau) - \mathbf{S}\mathbf{m}'(s, \tau)] ds, \\ \mathbf{S}\boldsymbol{\vartheta}(\zeta, \tau) + 2\eta_i (\mathbf{S}\dot{\boldsymbol{\vartheta}} - \mathbf{N}\mathbf{E}\boldsymbol{\vartheta}) = \int_0^1 G_{,10}(\zeta, s) [\mathbf{q}_\xi(s, \tau) - \mathbf{S}\mathbf{m}'(s, \tau)] ds, \end{cases} \quad (14)$$

где функция Грина для консольно закрепленного ротора равна

$$G_{,00}(r, s) = \mathbf{H}(r - s) \left(\frac{(r - s)^3}{3!} - \frac{r^3}{3!} + \frac{r^2}{2!} s \right).$$

Последующее решение сводится к вычислению интегралов, входящих в (14), например, приближенно по методу трапеций для m узлов коллокации. В результате исходные уравнения в частных производных сводятся к системе обыкновенных дифференциальных уравнений относительно независимых переменных. После вычисления корней характеристического уравнения и определения бифуркации Пуанкаре–Андронova–Хопфа устанавливается значение критической скорости вращения ротора N_{crit} в зависимости от параметров системы, при которой возникает потеря устойчивости прямолинейного вращения ротора при отсутствии контакта с опорами.

Условия потери устойчивости за счет внутреннего трения были подробно описаны в [5, 11].

При численном решении были использованы следующие базовые значения параметров²: длина ротора $l = 0.7$ м, диаметр вала $d = 0.02$ м, диаметр диска $D = 0.2$ м, толщина диска $a = 0.01$ м, эксцентриситет массы, $e = 0.001$ м ($\epsilon = 0.00142$), коэффициенты внутреннего и внешнего трения вала $\eta_i = 0.005$, $\eta_e = 0.025$, коэффициенты внешнего и линейного и углового демпфирования диска $\eta_{D\xi} = 0.0025$, $\eta_{D\vartheta} = 0.05$, установочный зазор опор $h_{(j)} = 0.0075$ м ($\chi_{(j)} = 0.0107$), коэффициенты жесткости и демпфирования опоры $k_S = 4.087 \times 10^6$ Н/м ($\kappa = 850$) и $\eta_{(j)} = 0.06$, коэффициент трения скольжения на опоре $f_S = 0.1$. В настоящей статье из-за незначительного влияния на динамику ротора пренебрегаем его силой веса.

В расчетах учитывались три одинаковых опоры, установленные под углом $2\pi/3$ друг к другу, причем первая опора была установлена под углом $\alpha_1 = \pi/3$ к оси Ox . Такое расположение опор обеспечивает равные условия взаимодействия при контакте с ротором. Указанный алгоритм был реализован в комплексе MATLAB с использованием решателя ode23t (метод трапеций с интерполяцией), значения абсолютной и относительной ошибок $\text{AbsTol} = \text{RelTol} = 10^{-7}$.

Критическая скорость вращения ротора. Единственной причиной потери устойчивости является наличие силы внутреннего трения в материале вала, которые приводят к циркуляционным силам. Критическую угловую скорость вращения ротора $N = N_{\text{crit}}$ в

² Во всех расчетах по умолчанию приняты указанные базовые параметры за исключением случаев, когда варьируются некоторые из них.

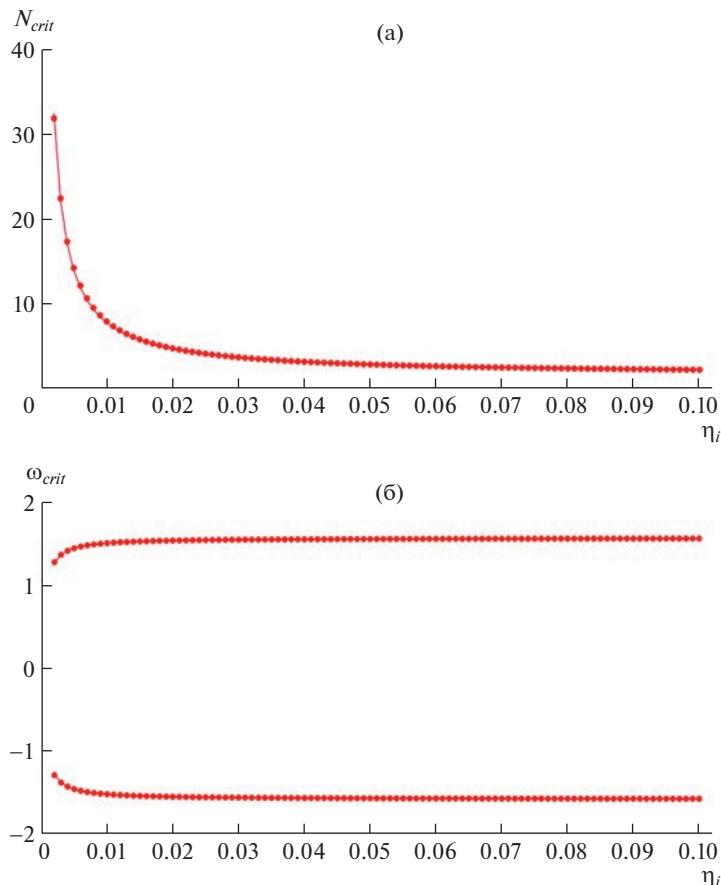


Рис. 2. Графики зависимостей критической скорости $N_{crit}(\eta_i)$ и критической частоты $\omega_{crit}(\eta_i)$.

зависимости от коэффициента внутреннего трения (рис. 2а) можно аппроксимировать функцией $N_{crit} = a \frac{\eta_e}{\eta_i} + b$, где η_e , η_i – коэффициенты внешнего и внутреннего трения (7), a и b – коэффициенты аппроксимации.

При этом критическая частота колебаний ротора ω_{crit} (мнимая часть характеристического показателя) линейно зависит от критической скорости вращения ротора $\omega_{crit} = N_{crit}c + d = ac \frac{\eta_e}{\eta_i} + (bc + d) = a' \frac{\eta_e}{\eta_i} + b'$, $a' = ac$, $b' = bc + d$, где $a = 2.47$, $b = 1.64$, $a' = -0.024$, $b' = \pm 1.58$.

Показатель прецессии. Прецессия центра вала в плоскости поперечного сечения диска может быть описана полярным вектором $\mathbf{R}_D(\tau) = \{\xi_{Dx}(\tau), \xi_{Dy}(\tau)\}^T$ с полярным углом $\tan(\psi(\tau)) = \frac{\xi_{Dy}(\tau)}{\xi_{Dx}(\tau)}$, где переменные $\xi_{Dy}(\tau)$, $\xi_{Dx}(\tau)$ являются результатом численного расчета (или измерения) движения центра диска по двум ортогональным направлениям x , y . Угловая скорость прецессии при этом равна³ $\dot{\psi}(\tau) = \frac{\xi_{Dy}\dot{\xi}_{Dx} - \xi_{Dx}\dot{\xi}_{Dy}}{\xi_{Dx}^2 + \xi_{Dy}^2}$.

Для оценки направления прецессии ротора будем использовать относительную угловую скорость прецессии $\Lambda(\tau) = \dot{\psi}(\tau)/N$, где скорость вращения задается с учетом принятого положительного направления вращения. Тогда знак относительной угловой скорости прецессии будет определять вид прецессии: прямую или обратную прецессию. Безразмерная (нормированная) частота колебаний относительной угловой скорости прецессии оси ротора $v_\Lambda = \Lambda/2\pi$, $v_N = N/2\pi$ — безразмерная частота вращения вала ротора (v , [Гц T_*], $T_* = 0.0226$ с). Заметим, что в системе координат, вращающейся вместе с радиусом вектором, соединяющим неподвижный центр с центром вала, его материальное сечение поворачивается с угловой скоростью $(N - \dot{\psi})$. При *прямой синхронной прецессии* ($\dot{\psi} = N, \Lambda = 1$) сечение остается неподвижным во вращающейся системе координат, *обратная синхронная прецессия* ($\dot{\psi} = -N, \Lambda = -1$) возникает тогда, когда в неподвижном базисе сечение вала совершает только поступательное движение.

Для произвольных движений ротора удобнее пользоваться средним по реализации значением относительной скорости прецессии $\bar{\Lambda} = \langle \Lambda \rangle$, знак которой является фактическим показателем прецессии: при $\bar{\Lambda} < 0$ — прямая прецессия, при $\bar{\Lambda} > 0$ — обратная прецессия, при $|\bar{\Lambda}| = 1$ — синхронная прецессия (прямая или обратная), $|\bar{\Lambda}| = 0$ — прецессия отсутствует.

Докритическое поведение ротора. Очевидно, что на докритических скоростях вращения и при наличии эксцентриситета $\epsilon \neq 0$, когда отсутствует контакт с опорами, происходят моногармонические колебания ротора с прямой синхронной прецессией. При контакте несбалансированного ротора с опорами возникают нерегулярные неустановившиеся колебания. При этом относительная скорость прецессии $\Lambda > 0$ и наблюдается тенденция выхода на прямую прецессию.

Закритическое поведение. Закритическое вращение ротора с внутренним трением всегда сопровождается контактом с опорами независимо от величины зазора и внешнего демпфирования. На рис. 3а для случая $N = 15 > N_{\text{crit}}$, представлена диаграмма экстремумов радиальных перемещений диска $\text{EXTR}[\xi_{Dx}]$ в направлении оси Ox при варьировании эксцентриситета массы ($\epsilon = 0-0.00143$).

Черные точки соответствуют неустановившимся колебаниям с почти прямой прецессией $\bar{\Lambda} \approx 0.095 > 0$; красные точки соответствуют устойчивой обратной прецессии $\bar{\Lambda} \approx -0.93 < 0$. При значении $\epsilon = \epsilon_* \approx 0.0008$ меняется знак показателя прецессии ротора $\bar{\Lambda}$ (рис. 3б), что соответствует смене ее направления с прямой на обратную. Эта смена направления прецессии объясняется возрастанием сил трения при увеличении нормальных сил в контакте, что связано с увеличением неуравновешенности диска.

Рассмотрим две области $E^- = \{\epsilon : 0 < \epsilon \leq \epsilon^-\}$, $E^+ = \{\epsilon : \epsilon \geq \epsilon^+\}$. Как показали расчеты изменение в определенных пределах зазора между диском и коэффициента скольжения (трения) на опорах не приводит к переходу к обратной прецессии. Увеличение радиальной жесткости опор по сравнению с базовым значением позволяет стабилизировать движение ротора с прямой прецессией ($\bar{\Lambda} \approx 0.099$). В области $\epsilon \in E^+$ наблюдается режим обратной прецессии ($\bar{\Lambda} \approx -0.913$), который можно поддержать варьированием параметрами опор (рис. 4). Красными точками на рис. 4б показано стробирование сигнала с частотой, соответствующей периоду вращения ротора (в данном случае — на последних 300-х оборотах).

³ Подобное выражение используется, например, в [22].

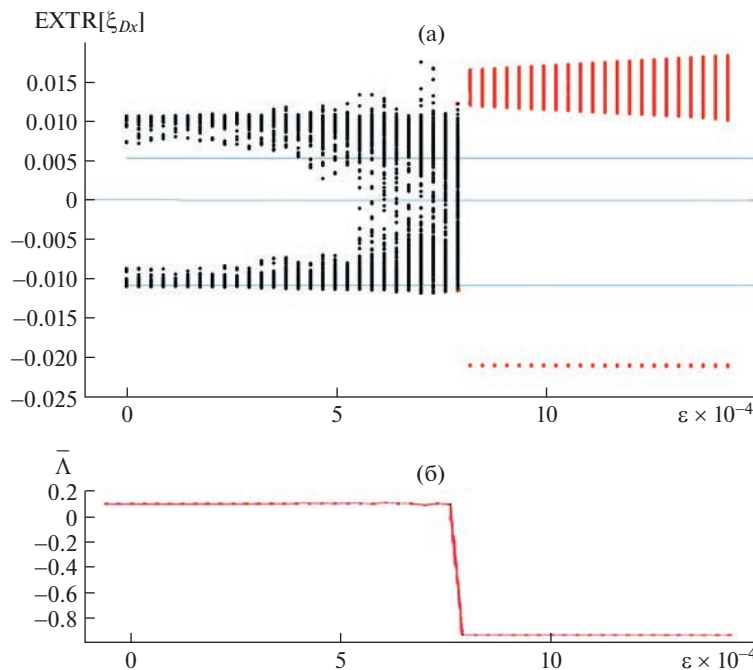


Рис. 3. Диаграмма экстремумов ξ_{Dx} (а) и изменение показателя прецессии $\bar{\Lambda}$ (б) при варьировании эксцентриситета $\varepsilon = 0\text{--}0.00143$.

На рис. 5а представлена временная реализация колебаний относительной угловой скорости прецессии $\Lambda(\tau)$ и ее частотный спектр (рис. 5б) при эксцентриситете $\varepsilon = 0.00082$.

В спектре нормированной угловой частоты колебаний прецессии наблюдается пик $\Lambda(\tau)$ на частоте вращения вала ротора $\nu_{\Lambda*} \approx 2.061$, которой соответствуют стробоскопические отметки, показанные красными точками на рис. 4. Наибольший пик возникает на частоте $\nu_{\Lambda} \approx 6.6686 \approx N_S \bar{\Lambda} \nu_{\Lambda*}$ (рис. 5б).

Кроме того, в данной системе при нулевом эксцентриситете существуют устойчивые чисто периодические движения. В частотном спектре существуют только две гармоники: на частотах $\nu_{\Lambda} \approx 6.6686 \approx N_S \bar{\Lambda} \nu_{\Lambda*}$ и $\nu_{\Lambda} \approx 13.3372 \approx 2N_S \bar{\Lambda} \nu_{\Lambda*}$. При этом также поддерживается обратная прецессия $\bar{\Lambda} \approx -0.931$.

При изменении скорости вращения N ротор проходит через область докритического вращения без взаимодействия с опорами (при выборе достаточно большого зазора) с прямой синхронной прецессией, а в области закритического вращения с взаимодействием с опорами — с устойчивой обратной прецессией.

В качестве обобщения полученных численных результатов на рис. 6 представлен спектральный состав относительной угловой скорости прецессии ротора Λ в зависимости от частоты вращения вала и частотного спектра частоты прецессии при взаимодействии с опорами.

На рис. 6 видно, как прямая синхронная прецессия скачком переходит к обратной прецессии при критической частоте вращения ротора $\nu_{N_{\text{crit}}} \approx 2.35$ (все значения пара-

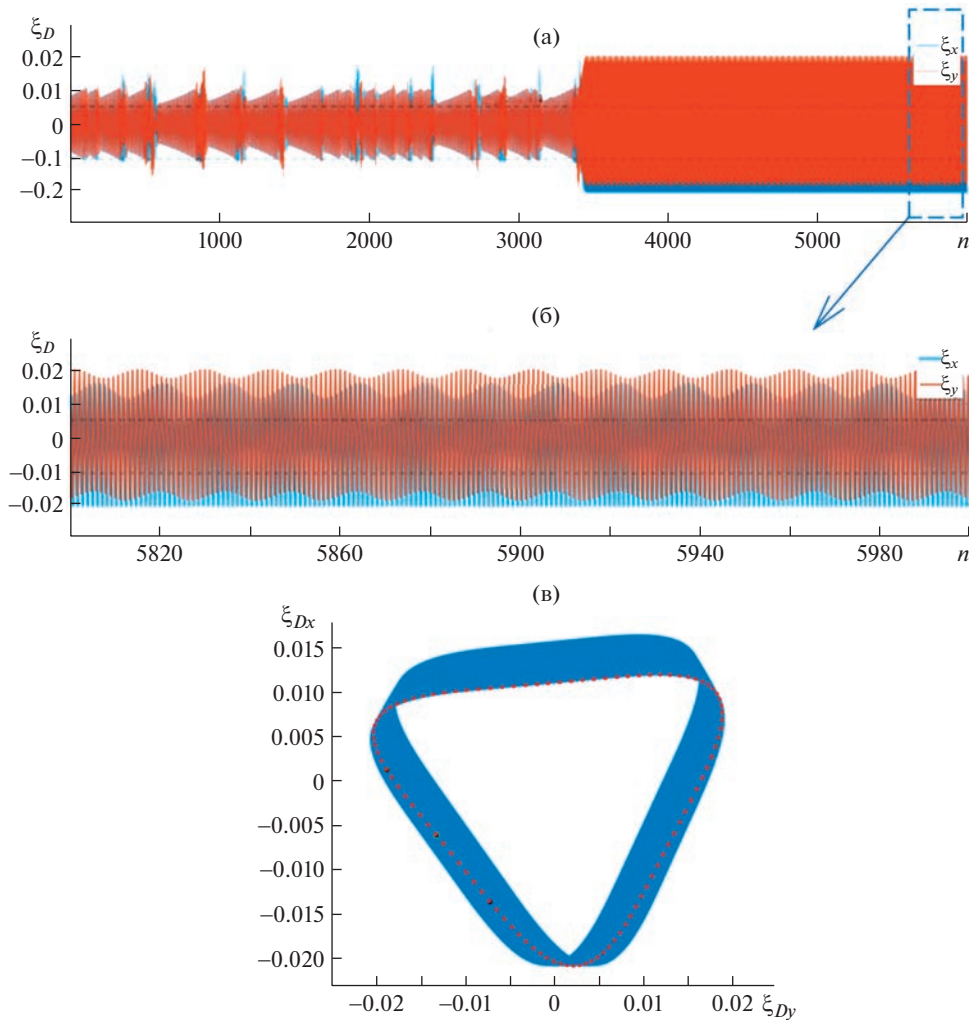


Рис. 4. Графики поперечных ξ_D (а) и угловых ξ_{θ} (б) колебаний диска и траектория оси ротора (в) при $\epsilon = 0.00082$.

метров ротора соответствуют базовым). Уменьшение частоты обратной прецессии с ростом закритической скорости вращения связано с тем, что происходит рост амплитуд ротора, рост сил нормального давления на опоры и, как следствие, увеличение тормозящих прецессию сил трения.

Заключение. Разработанная математическая модель ротора с массивным диском и внутренним трением позволяет исследовать закритическую динамику взаимодействия ротора с дискретно расположенными упруго демпфированными опорами. Введено определение относительной скорости прецессии ротора и ее показателя, позволяющие находить частоту прецессии и ее направление, для случая произвольной нелинейной динамики ротора. Показано, что в закритической области всегда существует уровень неуравновешенности ротора, при котором поддерживается устойчивая обратная прецессия, близкая к синхронной при квазипериодическом движении. Наибольшее влияние на стабилизацию обратной прецессии ротора оказывают

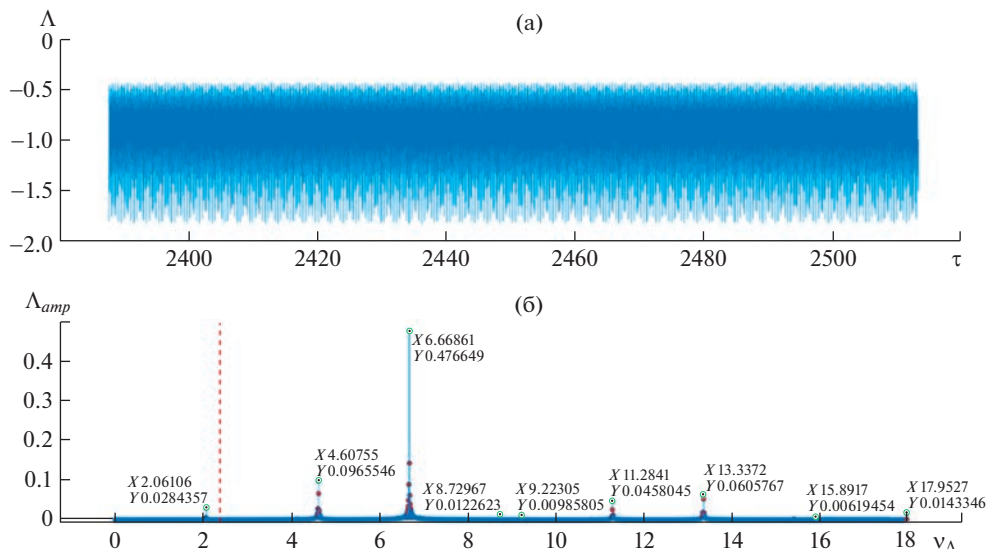


Рис. 5. Временная реализация колебаний относительной скорости прецессии $\Lambda(\tau)$ (а) и ее спектральный состав (б) при $\epsilon = 0.00082$.

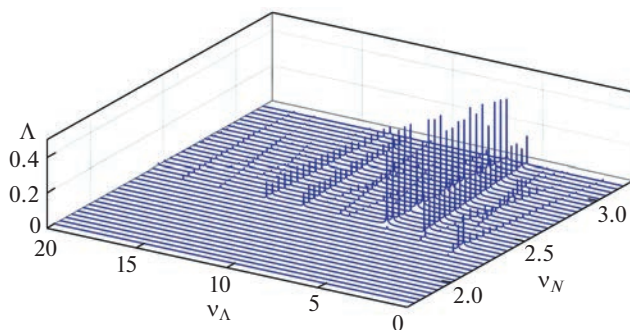


Рис. 6. Спектральный состав относительной скорости прецессии Λ .

эксцентриситет ротора и радиальная жесткость опор. При нулевом эксцентриситете возможно существование чисто периодического движения. Наибольшая частотная амплитуда колебаний прецессирующего ротора возникает на частоте прецессионного вращения, умноженной на количество установленных с начальным зазором упруго демпфированных опор. Изменение зазора между диском и дискретно расположенными опорами, как и изменение коэффициента трения скольжения (силы трения) на опорах в определенных пределах не приводят к переходу от неустойчивого, срывного характера движения, близкого к прямой прецессии, к устойчивой обратной прецессии. Изменение радиальной жесткости опор позволяет стабилизировать движение переходом к обратной прецессии.

Взаимодействие с опорами в зависимости от эксцентриситета массы ϵ может приводить к неустановившимся срывным колебаниям ротора при стремлении к прямой прецессии или — к устойчивому вращению с обратной прецессией.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена за счет средств гранта РНФ (проект 21-19-00183).

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Yamamoto T., Jshida Y.* Linear and Nonlinear Rotordynamics. Wiley & Sons, 2001. 358 p.
2. *Genta G.* Dynamics of Rotating Systems. NY: Springer-Verlag, 2005. 658 p.
3. *Банах Л.Я.* Некоторые явления, возникающие при вращении вала в подшипнике с зазором // Машиноведение. 1965. № 1. С. 70.
4. *Banakh L.* Contact problems in rotor systems // *Vibroengineering Procedia*. 2016. V. 8. P. 90.
5. *Диментберг Ф.М.* Изгибные колебания вращающихся валов. М.: Изд-во академии наук СССР, 1959. 248 с.
6. *Tiwari R.* Rotor Systems: Analysis and Identification. Boca Raton: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2018. 1059 p.
7. *Pasynkova I.A.* Bifurcations of cylindrical precessions of an unbalanced rotor // *Technische Mechanik*. 2006. V. 26. № 1. P. 1.
8. *Ding Q., Cooper J. E., Leung A.Y.T.* Hopf bifurcation analysis of a rotor/seal system // *J. of Sound and Vibration*. 2002. V. 252. Iss. 5. P. 817.
9. *Karpenko E.V., Pavlovskaya E.E., Wiercigroch M.* Bifurcation analysis of a preloaded Jeffcott rotor // *Chaos, Solutions and Fractals*. 2003. V. 15. P. 407.
10. *Khanlo H.M., Ghayour M., Ziaei-Rad S.* Chaotic vibration analysis of rotating, flexible, continuous shaft-disk and the stator // *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*. 2011. V. 16. Iss. 1. P. 566.
11. *Bolotin V.V.* Nonconservative Problems of the Theory of Elastic Stability. Oxford: Pergamon Press, 1963. 324 p.
12. *Dimentberg M.F.* Vibration of a rotating shaft with randomly varying internal damping // *J. of Sound and Vibration*. 2005. V. 285. P. 759.
13. *Zorzi E.S., Nelson H.D.* Finite Element Simulation of Rotor-Bearing Systems with Internal Damping // *ASME J. of Engineering for Power*. 1977. V. 99. № 1. P. 71.
14. *Zhang G.F., Xu W.N., Xu B., Zhang W.* Analytical study of nonlinear synchronous full annular rub motion of flexible rotor–stator system and its dynamic stability // *Nonlinear Dynamics*. 2009. V. 57. P. 579.
15. *Grāpis O., Tamužs V., Ohlson N.-G., Andersons J.* Overcritical high-speed rotor systems, full annular rub and accident // *J. of Sound and Vibration*. 2006. V. 290. Iss. 3–5. P. 910.
16. *Childs D.W.* Fractional-frequency rotor motion due to nonsymmetric clearance effects // *Trans ASME J. Eng. Power*. 1982. V. 104 (3): 533–41.
17. *Куракин А.Д., Нихамкин М.Ш., Семенов С.В.* Динамика неуравновешенного гибкого ротора в анизотропных опорах при контакте со статором // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. 2016. № 4. С. 364.
18. *Никифоров А.Н., Шохин А.Е.* Упругопластическая вязкая модель ударного и безотрывного взаимодействия ротора со статором // Изв. РАН. МТТ. 2016. № 1. С. 67.
19. *Lahriri S., Weber H.I., Santos I.F., Hartmann H.* Rotor-stator contact dynamics using a non-ideal drive – Theoretical and experimental aspects // *J. of Sound and Vibration*. 2012. V. 331. P. 4518.
20. *Neilson R.D., Barr A.D.S.* Dynamics of a rigid rotor mounted on discontinuously non-linear elastic supports // *Proc Institut Mech. Engrs, Part C*. 1988. V. 202 (5). P. 369.
21. *Гуськов А.М., Пановко Г.Я., Шохин А.Е.* Динамика роторной системы вибрационно-центростремительного сепаратора с односторонним упругим ограничителем колебаний // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2022. № 2. С. 16.
22. *Xia Y., Ren X., Qin W., Yang Y., Lu K., Fu C.* Investigation on the transient response of a speed-varying rotor with sudden unbalance and its application in the unbalance identification // *J. of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control*. 2020. V. 39 (4). P. 1065.

**НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ
МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

УДК 620.178.156.4

**ОЦЕНКА ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ
В ПОКРЫТИЯХ “ТВЕРДЫХ” ТОПОКОМПОЗИТОВ
МЕТОДОМ ПОВТОРНОГО МИКРОИНДЕНТИРОВАНИЯ**

© 2023 г. Н. А. Воронин

*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия**e-mail: voroninn@inbox.ru*

Поступила в редакцию 13.06.2022 г.

После доработки 07.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

Разработаны две методики определения остаточных напряжений в покрытиях “твердых” топокомпози́тов, для которых характерно возникновение межфазного разрушения на границе раздела покрытие–подложка при инструментальном индентировании. Новизна методик заключается в анализе диаграммы внедрения пирамидального индентора, получаемой в результате повторного цикла индентирования. Результаты можно использовать на практике и в научных исследованиях для количественной оценки вида и значения одноосных остаточных напряжений в тонких твердых покрытиях топокомпози́тов, материал подложки которых существенно отличается по твердости от материала покрытия.

Ключевые слова: топокомпози́ты, твердые покрытия, остаточные напряжения, инструментальное индентирование, диаграмма внедрения, податливость, межфазное разрушение

DOI: 10.31857/S0235711923010145, **EDN:** ASGJBW

Вакуумная ионно-плазменная технология нанесения тонких твердых покрытий широко используется в качестве метода поверхностной обработки функциональных поверхностей узлов трения машин и механизмов для улучшения их триботехнических свойств. Толщина таких покрытий варьируется в широких пределах в зависимости от назначения, и, как правило, составляет от десятых долей до нескольких десятков микрометров [1]. При получении тонких покрытий и модифицированных поверхностных слоев, как это имеет место при вакуумной ионно-плазменной обработке, по сути дела создается некоторая поверхностная конструкция, включающая материал поверхностного слоя и материал подложки и обеспечивающая поверхностному слою и детали в целом техническую эффективность и экономическую целесообразность, какую не дают элементы конструкции в отдельности. Такой материал стал объектом нового научного и инженерного направления, получившего в западной литературе название *surface engineering*, в нашей стране как создание и конструирование топокомпози́тов [2]. Современная вакуумная технология позволяет наносить покрытия в широком диапазоне их свойств от мягких полимерных до твердых и сверхтвердых, таких как тугоплавкие химические соединения и алмазоподобные. Несущая способность топокомпози́тов в значительной степени зависит от эффективной твердости поверхностного объема, участвующего в деформационном контактом взаимодействии. Мягкие покрытия на твердой подложке получили условное название “мягких” топокомпози́тов.

Поверхностно слоистые материалы с существенно отличающимися по твердости покрытиями по сравнению с твердостью подложек получили название “твердых” топокомпози́тов.

В результате термодинамически неравновесных условий синтеза химических тугоплавких соединений, происходящих на атомарном уровне в условиях сопутствующей ионной бомбардировки растущего покрытия, в покрытии возникают значительные остаточные напряжения. Вид и величина остаточных напряжений оказывает существенное влияние на несущую способность и поверхностную прочность таких поверхностно-слоистых тел. Из-за их важной роли в поведении покрытия многие усилия были посвящены измерению остаточных напряжений. Поскольку ионно-плазменные покрытия имеют размерность на микрометрическом или субмикрометрическом уровне, среди большого множества методов измерения остаточных напряжений особое внимание уделяется методу инструментального индентирования, которое широко используется для оценки механических характеристик тонких покрытий и модифицированных поверхностей [3, 4]. В основе большинства работ положены следующие принципы: 1) предполагается, что остаточные напряжения и остаточные пластические деформации являются равноосными и однородными на глубине (под поверхностью вдавливания), которая, по меньшей мере, в несколько раз больше диаметра контакта вдавливания и отсутствуют подповерхностные трещины и расслоения; 2) влияние остаточных напряжений сказывается на величине площади отпечатка, и тем самым позволяют регистрировать их наличие в поверхности по изменению кривых нагружения диаграмм внедрения.

Настоящая статья направлена на разработку методик определения остаточных напряжений в покрытиях “твердых” топокомпози́тов, для которых характерно возникновение межфазного расслоения на границе покрытие–подложка при инструментальном индентировании на глубины, не превышающие толщину покрытия. Результаты исследования можно использовать для количественной оценки качества тонких твердых покрытий методом индентирования, сопровождаемого межфазным расслоением, характерным для поверхностно-слоистых тел с большой разницей в значениях твердостей покрытия и подложки.

Для достижения поставленной цели в статье предлагается оригинальная методика анализа диаграммы внедрения, полученной в режиме повторного индентирования. В качестве “твердого” топокомпози́та была взята поверхностно слоистая система AlN–сплав Д16Т, для которой характерно межфазное расслоение по границе раздела покрытие–подложка при инструментальном индентировании [5, 6]. Был изготовлен модельный образец топокомпози́та. Материал основы (подложки) модельного топокомпози́та – алюминиевый сплав Д16Т (ГОСТ 4784-97) с микротвердостью $H_0 = 0.98$ ГПа и модулем упругости $E_0 = 93$ ГПа. Материал покрытия – нитрид алюминия (AlN), полученный магнетронным способом. Толщина покрытия составляла 5 мкм, твердость $H_1 = 15.2$ ГПа, модуль упругости $E_1 = 320$ ГПа. Измерения механических характеристик материалов исследуемой слоистой системы проводились на нанотвердомере НаноСкан4D. Индентором служила трехгранная алмазная пирамида Берковича. Твердость и модуль упругости определялся по методике Оливера и Фара [7].

С помощью нанотвердомера НаноСкан4D с образцом топокомпози́та были проведены экспериментальные исследования по внедрению алмазного индентора Берковича при различных нагрузках и записи диаграмм “нагрузка P –внедрение s ”. Результаты экспериментальных исследований модельного топокомпози́та в виде единичных диаграмм внедрения, полученных при различных конечных (максимальных) нагрузках индентирования, приведены на рис. 1.

Как известно типовая диаграмма внедрения, используемая для определения микротвердости и модуля упругости при инструментальном индентировании, состоит из двух кривых: кривой нагружения и кривой разгрузки [7]. Кривая нагружения описы-

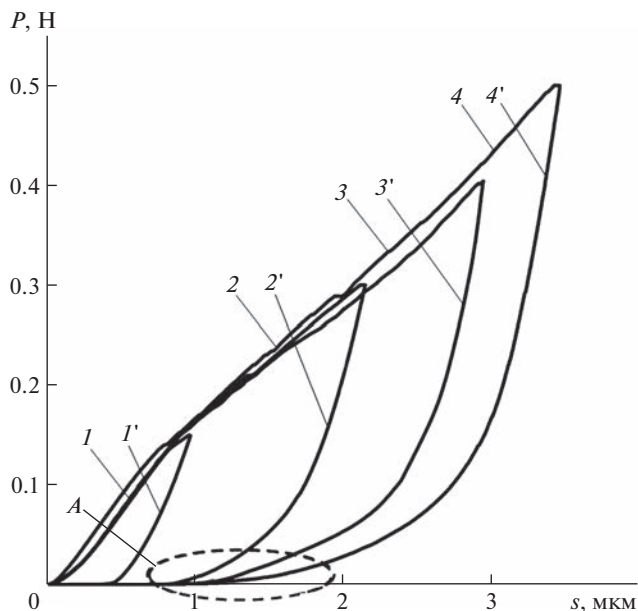


Рис. 1. Экспериментальные диаграммы внедрения при различных предельных нагрузках: 1–4 – кривые нагружения; 1'–4' – кривые разгрузки; А – область кривых разгрузки, характеризующая конечную глубину пластического отпечатка.

вадет упругопластическую деформацию твердого тела под инденторов при его внедрении в поверхность этого тела. Кривая разгрузки описывает упругое деформирование (упругое восстановление) поверхности твердого тела при снятии нагрузки на индентор. Анализ диаграмм внедрения для модельного топокомполита (рис. 1) показывает, что на кривых разгрузки можно выделить два характерных участка: в верхней части наблюдается кривая с малой кривизной – практически линейным изменением нагрузки с глубиной отпечатка, а в нижней части – участок кривой со значительным искривлением. Линейный участок кривой разгрузки с увеличением предельной нагрузки индентирования эквидистантно повторяется от одной диаграммы внедрения к другой, увеличиваясь по протяженности незначительно с увеличением конечной нагрузки. Кривизна нижнего участка кривой разгрузки с увеличением конечной нагрузки индентирования существенно изменяется – кривая разгрузки больше и раньше выгибается в сторону начала координат диаграммы внедрения. Наличие указанного характерного криволинейного вида кривой разгрузки объясняется значительным различием пластических и упругих характеристик материалов подложки и покрытия [5, 6]. Такой вид диаграмм внедрения связан с двумя параллельно идущими процессами, генерируемыми нагружением. Первый из них представляет собой процесс упругого прогиба твердого покрытия по типу жесткой плиты, лежащей на податливой основе и нагружаемой единичной силой. Второй – процесс межфазного расслоения на границе раздела “покрытие–подложка” в процессе нагружения, которое ослабляет адгезионные связи между покрытием и подложкой. Прогиб усиливает процесс расслоения, что приводит к увеличению протяженности последнего [6]. При разгрузке под действием упругих сил в изогнутом под нагрузкой покрытии происходит отслаивание покрытия, его восстановление до горизонтального первоначального состояния и даже некоторое выпучивание покрытия, вследствие наличия остаточных напряжений. По-

следнее хорошо подтверждается близким расположением конца кривых разгрузки для ряда приведенных на рис. 1 диаграмм внедрения (область А). Визуальное исследование отпечатков индентора на поверхности покрытия в настоящей статье показало, что при исследованных предельных нагрузках, повреждения поверхности покрытия не наблюдалось.

Таким образом, к моменту достижения предельной нагрузки индентирования, работа по образованию двух новых поверхностей на границе раздела покрытие—подложка заканчивается. Адгезионная связь между этими свободными поверхностями практически отсутствует и образование трещины (полости) не происходит лишь в связи с наличием сжимающей силы индентирования. При разгрузке имеет место упругое восстановление (выпрямление) покрытия, для описания которого хорошо подходит модель упругого деформирования мембраны с центральным нагружением и с краями жестко закрепленными на периферии [8]. Однако для такой модели характерен линейный закон изменения прогиба от усилия нагружения, что не реализуется в данном экспериментальном исследовании (наблюдается сильная нелинейность кривой разгрузки). Наличие остаточных напряжений в мембране меняет закономерность линейной связи между нагрузкой на мембрану и величиной ее прогиба на нелинейный [9].

Таким образом, экспериментальные кривые разгрузки диаграмм внедрения модельного топокомпозиата (рис. 1) описывают упругую деформацию восстановления слоистой системы из предельного нагруженного состояния до свободного от нагрузки в результате упругого восстановления слоистой системы (материалов подложки и покрытия) и упругого выпрямления из изогнутого положения покрытия как свободной мембраны.

Исследованиями [10–13] по использованию инструментального индентирования для оценки остаточных напряжений в твердых телах, индентирование в поверхность которых не сопровождается возникновением латеральных трещин, установлено, что реакция упругой разгрузки материала тела при индентировании полностью независима от любых ранее существовавших остаточных напряжений на исследуемой нагруженной поверхности. Таким образом, только кривые нагружения диаграмм внедрения содержат знание о величине и виде остаточных напряжений. Типовой подход к определению остаточных напряжений требует наличие кривых нагружения эталонных объектов, идентичных по природе, составу и структуре поверхностей, но без остаточных напряжений.

Анализ кривой нагружения модельного топокомпозиата указанным известным методом затруднителен, т.к. в процессе индентирования проходят процессы упругопластического деформирования не только покрытия, но и подложки слоистого тела, а также процессы разрушения межфазной границы между покрытием и подложкой. В каждом из этих процессов в той или иной мере принимают участие остаточные напряжения, вклад которых в деформационно-силовые воздействия не известен. Кроме того крайне затруднительно и, более того, технически невозможно создание эталонного объекта, идентичного исследуемому в настоящей статье топокомпозиату без остаточных напряжений. Теоретически описать кривую нагружения для слоистой системы нитрид алюминия—алюминиевый сплав без остаточных напряжений в настоящее время также не представляется возможным. Поэтому в статье предлагается рассмотреть вариант оценки остаточных напряжений, анализируя кривую нагружения и разгрузки упругого покрытия как мембраны, деформируемой с учетом наличия в покрытии (мембране) остаточных напряжений. Такой вариант возможен, если рассмот-

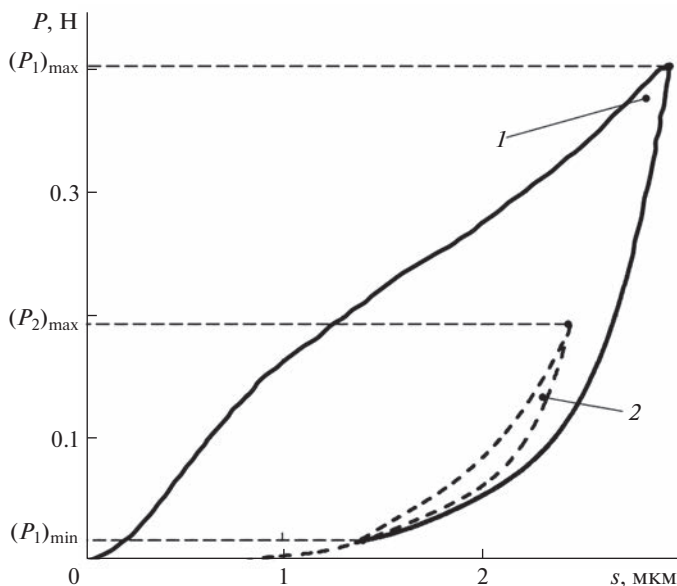


Рис. 2. Экспериментальная диаграмма внедрения с повторным циклом индентирования: 1 – первый цикл индентирования; 2 – второй цикл индентирования.

реть процесс повторного внедрения индентора в отпечаток, полученный после первого цикла индентирования, без создания при вторичном нагружении новых пластических деформаций.

На рис. 2 приведена диаграмма внедрения (с предельной нагрузкой индентирования 0.4 Н в первом цикле нагружения) с дополнительным циклом повторного нагружения до предельной нагрузки 0.2 Н.

Повторный цикл индентирования проводился при достижении усилия при разгрузке в первом цикле индентирования в районе не менее 0.02 Н (что составляет ~5% от предельной нагрузки первого цикла индентирования). Проанализируем особенности деформирования покрытия, как мембраны в период упругого нагружения и упругого разгрузки покрытия, соответствующего второму циклу индентирования (рис. 3).

Точка А характеризует напряженно-деформированное состояние покрытия при минимальной нагрузке, созданное упругим восстановлением (выпрямлением) покрытия в результате разгрузки слоистой системы после первого цикла индентирования. В области контакта индентора с покрытием действуют изгибный момент от остаточных напряжений и противоположно направленный ему изгибный момент от усилия прижатия индентора к покрытию. Изгибный момент от остаточных напряжений в точке А значительно превышает изгибный момент от усилия прижатия покрытия индентором.

При полной разгрузке покрытия в первом цикле индентирования изгибный момент от нагрузки индентора достигал бы нулевого значения и изгибный момент от остаточных напряжений обеспечил бы деформацию покрытия в направлении вспучивания центральной части. О таком сценарии деформирования покрытия говорят малые значения глубин внедрения, отмечаемые на оси абсцисс кривыми разгрузки диаграмм внедрения при первом цикле индентирования (рис. 1). Следовательно, в точке А покрытие находится в равновесии под действием моментов от усилия прижатия инден-

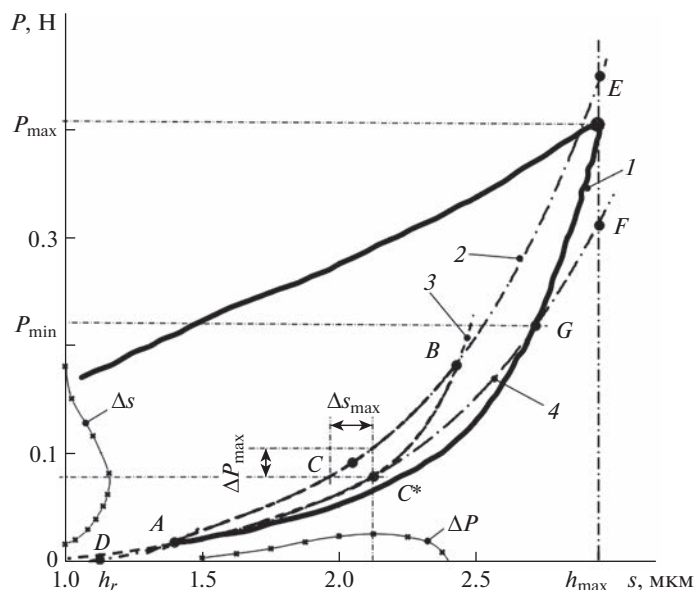


Рис. 3. Анализ кривых диаграммы внедрения с повторным циклом индентирования в исследуемый топокомпозит.

тора и упругих сил деформированного покрытия с одной стороны и изгибающего момента от остаточных напряжений с другой стороны. При повторном цикле индентирования покрытия в процессе нагружения условия напряженно-деформационного состояния в области контакта индентора с покрытием описываются кривой нагружения ACB. При этом в области точки А момент изгиба покрытия остаточными напряжениями в *начальный момент* интенсивно противодействует изгибающему моменту от усилия нагружения индентора, а затем в меньшей степени оказывает сопротивление в связи с появлением растягивающих напряжений от удлинения покрытия при деформировании. На кривой ACB существует точка С, характеризующая моду изменения изгибающего момента от остаточных напряжений с роста по величине к снижению по мере нагружения покрытия индентором. В точке В изменение направления действия усилия индентирования в связи с этапом разгрузки имеет место перераспределение напряжений, действующих в контактной области. Это приводит к появлению упругого гистерезиса, описываемого кривой BC*A. В точке С* кривой BC*A имеет место мода изменения величины изгибающего момента от остаточных напряжений, аналогичная моде в точке С. Следовательно, в точке С* происходит нейтрализация остаточных напряжений в связи с уже совместным действием усилий разгрузки и от растягивающих напряжений против усилий от остаточных напряжений.

Определим координаты точки С*. Аппроксимируем кривые ACB и BC*A полиномами n -степени (как правило, не выше шестой) (рис. 3, кривые 2 и 3). Рассчитаем значения разницы в глубинах внедрения Δs и величинах нагрузки ΔP между кривыми ACB и BC*A при одинаковых величинах усилия индентирования и одинаковых значениях глубины внедрения, соответственно. Значения глубины внедрения и усилия нагружения, соответствующие максимальным значениям Δs и ΔP , будут координатами точки С*. Аналогичная процедура по определению координат точки С* может быть произведена графически, как это показано на рис. 3 и представлена кривыми Δs и ΔP .

Экстраполируем кривую АСВ до пересечения ее с осью абсцисс. Получаем координаты точки D — глубины пластического отпечатка h_r в покрытии, после упругого восстановления покрытия как мембраны, отсчитываемой как расстояние от номинальной поверхности топокомпозита (начало координат диаграммы внедрения) до дна пластического отпечатка (индента). Используя координаты точек D, C* и координаты кривой АС*, подбираем полиномиальное уравнение третьей степени, наносим на диаграмму повторного индентирования кривую, проходящую через точку C*, и экстраполируем кривую до пересечения с кривой разгрузки первого цикла индентирования и далее до пересечения с ординатой, соответствующей максимальной глубине внедрения индентора первого цикла индентирования (рис. 3, точки G и F). Используя координаты точки D, A, C и B подбираем полиномиальное уравнение третьей степени наносим на диаграмму повторного индентирования кривую, проходящую по кривой АСВ, и экстраполируем ее до пересечения с ординатой, соответствующей максимальной глубине внедрения индентора первого цикла индентирования (рис. 3, точка E). Кривая DC*GF — кривая упругого деформирования покрытия без остаточных напряжений. DCBE — кривая упругого деформирования покрытия с остаточными напряжениями.

Для расчета остаточных напряжений воспользуемся моделями, предложенными Вонг [13] и Суреш [10].

К. Вонг провел микромеханический анализ результатов индентирования напряженных и не напряженных поверхностей. В результате численного моделирования диаграмм внедрения поверхностей с различными остаточными поверхностными напряжениями было установлено, что поверхностное напряжение пропорционально сдвигу нагрузки, вызванному поверхностным напряжением. Энергетический вклад остаточного напряжения также можно приблизительно рассчитать по остаточному отпечатку вдавливания. Была предложена зависимость для определения остаточных напряжений, которая с использованием принятых в настоящей статье обозначений (рис. 3) представлена выражением (1)

$$\sigma_R = \frac{P_{\min} - P_{\max}}{2\pi \tan^2 \alpha h_r^2}, \quad (1)$$

где α — эквивалентный угол конуса индентора, который для пирамиды Берковича соответствует 70.3° ; σ_R — величина остаточных напряжений.

Остаточные напряжения, рассчитанные для следующих значений нагрузок и глубины пластического отпечатка: $P_{\max} = 0.407$ Н, $P_{\min} = 0.21$ Н, $h_r = 1.12$ мкм (рис. 3) по формуле (1) составляют: $\sigma_R = -3.0$ ГПа.

Модель для расчета остаточных напряжений, разработанная в работе [10], основана на принципе эквивалентности напряжений, где равноосное остаточное напряжение σ_R можно разделить как гидростатическую составляющую и компонент сжимающего девиатора. При такой схеме нагружения контактной области отклоняющее напряжение индуцирует дифференциальную силу вдавливания ($P_0 - P_1$), т. е.

$$P_0 - P_1 = f_g \sigma_R A_c, \quad (2)$$

где P_1 , P_0 — максимальные нагрузки при одинаковой глубине вдавливания $h_{\max}$ с остаточным напряжением и без него, соответственно; f_g — геометрический фактор, который определяется геометрией индентора; $A_c = 25.4(h_{\max})^2$ — номинальная боковая площадь контактной поверхности отпечатка под индентором.

В уравнении (2), $f_g = 1$ соответствует растягивающему остаточному напряжению, а $f_g = \sin \theta$ соответствует сжимающему остаточному напряжению, где $\theta = \pi/2 - \alpha$.

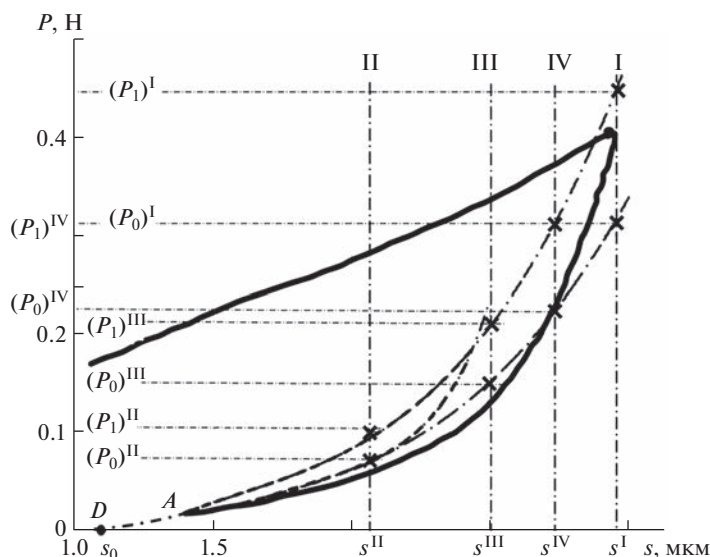


Рис. 4. Схема определения остаточных напряжений по кривым нагружения повторного цикла индентирования.

Используя полученные кривые изменения усилия на индентор при нагружении во втором цикле индентирования (рис. 4), рассчитаем среднее значение величины остаточных сжимающих напряжений в покрытии. Необходимость расчета усредненного значения остаточных напряжений, связана неточностью нахождения координат (рис. 4, точка D) начала этих кривых и погрешностью теоретических уравнений кривых нагружения (рис. 4, кривые DACBE и DC*GF) в поверхность покрытия с остаточными напряжениями и без них. Указанные неточность и погрешности возникают в связи с применением в работе способа получения аналитических кривых в виде полиномиальных зависимостей и их экстраполяцией.

Выделим два основных и два промежуточных сечения кривых (рис. 4, сечения I–IV) и рассчитаем значения остаточных напряжений по зависимости (2). Результаты расчетов приведены в табл. 1.

Полученные расчетные значения остаточных напряжений по двум предложенным в статье методикам расчета достаточно близко совпадает со значениями оста-

Таблица 1. Рассчитанные значения остаточных напряжений по формуле (2)

№ сечения i на рис. 4	P_i , Н	P_0 , Н	$h_{\max} = s^i - s_0$, мкм	σ_R , ГПа
I	0.44	0.31	1.9	–3.393
II	0.11	0.08	1.0	–2.827
III	0.215	0.15	1.4	–3.125
IV	0.31	0.22	1.6	–3.312
Среднее значение остаточных напряжений				–3.164

точных напряжений, указываемых в научной литературе для покрытий из нитрида алюминия [14, 15]. Так в работе [14], покрытия нитрида алюминия со структурой вюрцита были получены реактивным магнетронным распылением и имели сжимающие напряжения ~ -3.0 ГПа. Измерение остаточных напряжений проводилось по кривизне подложки. В работе [15] покрытия нитрида алюминия имели остаточные напряжения -2.7 ГПа. Измерение проводилось рентгеноструктурным способом.

Заключение. В статье предложены две методики определения остаточных напряжений в покрытиях “твердых” топокомпозитов, для которых характерно возникновение межфазного расслоения на границе покрытие–подложка при инструментальном индентировании. Новизна методик заключается в анализе диаграммы внедрения пирамидального индентора, получаемой в результате повторного цикла индентирования. Результаты можно использовать на практике и в научных исследованиях для количественной оценки вида и значения одноосных остаточных напряжений в тонких твердых покрытиях топокомпозитов, материал подложки которых существенно отличается по твердости от материала покрытия.

БЛАГОДАРНОСТИ

Автор выражает благодарность научному сотруднику, кандидату физико-математических наук К.С. Кравчуку за получение экспериментальных диаграмм внедрения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Mattox D.M.* Handbook of Physical Vapor Deposition (PVD) Processing; William Andrew: Amsterdam, the Netherlands, 2010. 792 p.
2. *Воронин Н.А.* Теоретические и экспериментальные методы исследования характеристик деформирования и разрушения топокомпозитов триботехнического назначения // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 5. С. 68.
3. *Skordaris G., Bouzakis K., Kotsanis T. et al.* Effect of PVD film's residual stresses on their mechanical properties, brittleness, adhesion and cutting performance of coated tools // CIRP J. of Manufacturing Science and Technology. 2017. V.18. P. 145.
4. *Zhang S., Zhang X.* Toughness evaluation of hard coatings and thin films // Thin Solid Films. 2012. V. 520. P. 2375.
5. *Воронин Н.А.* Анализ причин специфического деформационного поведения топокомпозита системы AlN–Д16Т при инструментальном индентировании // Восточно-Европейский научный журнал. 2021. № 10 (74). С. 42.
6. *Abdul-Baqi A., Van der Giessen E.* Delamination of a strong film from a ductile substrate during indentation unloading // J. of Materials Research. 2001. V. 16. № 5. P. 1396.
7. *Oliver W.C., Pharr G.M.* An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments // J. of Materials Research. 1992. V. 7. № 6. P. 1564.
8. *Lu M., Huang H.* Interfacial energy release rates of SiN/GaAs film/substrate systems determined using a cyclic loading dual-indentation method // Thin Solid Films. 2015. V. 589. P. 822.
9. *Raju T.D., Kato M., Nakasa K.* Backward deviation and depth recovery of load – displacement curves of amorphous SiC film under repeating nanoindentation // Acta Materialia. 2003. V. 51. P. 3585.
10. *Suresh S., Giannakopoulos A.E.* A new method for estimating residual stresses by instrumented sharp indentation // Acta Materialia. 1998. V. 46. № 16. P. 5755.
11. *Jang J.* Estimation of residual stress by instrumented indentation: A review // J. of Ceramic Processing Research. 2009. V. 10. № 3. P. 391.

-
12. *Xiao L., Ye D., Chen C.* A further study on representative models for calculating the residual stress based on the instrumented indentation technique // *Computational Materials Science*. 2014. V. 82. P. 476.
 13. *Wang Q., Ozaki K., Ishikaw H. et al.* Indentation method to measure the residual stress induced by ion implantation // *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research. Section B*. 2006. V. 242. № 1–2. P. 88.
 14. *Hsu T.-W., Greczynski G., Boyd R. et al.* Influence of Si content on phase stability and mechanical properties of TiAlSiN films grown by AlSi-HiPIMS/Ti-DCMS co-sputtering // *Surface & Coatings Technology*. 2021. V. 427. P. 127661.
 15. *Greczynski G., Lu J., Johansson M.P. et al.* Role of Ti^{n+} and Al^{n+} ion irradiation ($n = 1, 2$) during Ti1-xAlxN alloy film growth in a hybrid HIPIMS/magnetron mode // *Surface & Coatings Technology*. 2012. V. 206. P. 4202.

**НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ
МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

УДК 629.734/735: 629.7.023.24

**АКУСТИЧЕСКОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ НА АВИАЦИОННЫЕ АГРЕГАТЫ
ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ****© 2023 г. М. Ша^{1,2}, В. И. Гончаренко³,
В. М. Юров⁴, В. С. Олешко^{3,*}, И. Сунь^{3,**}**¹*Северо-Западный политехнический университет, Сиань, КНР*²*Научно-исследовательский институт дельты реки Янцзы
Северно-западного политехнического университета, Тайцан, КНР*³*Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет),
Москва, Россия*⁴*Карагандинский университет им. академика Е.А. Букетова, Караганда, Казахстан***e-mail: oleshkovs@mai.ru****e-mail: 695792773@qq.com*

Поступила в редакцию 19.08.2022 г.

После доработки 11.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

В статье исследованы особенности акустического воздействия на авиационные агрегаты из полимерных композиционных материалов. Разработана методика выставки угла волны, которая выравнивает масштабные коэффициенты обоих измерительных каналов дифференциального агрегата из полимерных композиционных материалов и компенсирует погрешность от перекрестного демпфирования. Получены аналитические выражения для масштабного коэффициента и смещения нуля дифференциального агрегата из полимерных композиционных материалов. Показано, что этот масштабный коэффициент, в отличие от режима дискретных шумовых колебаний, не зависит от амплитуды и частоты резонансных колебаний. Показано, что режим работы агрегата из полимерных композиционных материалов имеет возможность компенсации разности частот резонатора системой управления при измерении угловой скорости.

Ключевые слова: струя, удар, конструкция, авиационный агрегат, полимерные композиционные материалы, расслоение, деформация

DOI: 10.31857/S023571192301011X, **EDN:** ASIKRP

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) в современном авиастроении находят все более широкое применение. Агрегаты из ПКМ обладают хорошими звукоизолирующими свойствами, имеют малую массу и высокую прочность. В частности, из ПКМ изготовлены агрегаты мотогондол воздушных судов. В процессе эксплуатации воздушных судов агрегаты из ПКМ подвержены акустическому воздействию от авиационной силовой установки. Величина акустического воздействия на агрегаты из ПКМ зависит от множества факторов: величины исходящего от входящих в силовую установку авиационных двигателей шума, азимутальное направление акустических колебаний, расстояния от источника акустического воздействия до агрегата из ПКМ, формы и геометрических размеров собственно агрегата, жесткости его конструкции, высоты полета воздушного судна, температуры окружающей среды и т.д. Уровень шума от силовой установки воздушных судов может превышать 140 дБ, что соответствует

болевому порогу органов слуха человека. При этом акустическое воздействие на агрегаты из ПКМ будет значительным. Таким образом, вопрос определения параметров акустического воздействия на агрегаты из ПКМ является актуальным.

Анализ литературных источников. Анализ основных публикаций [1–10] показывает, что в настоящее время недостаточно полно освещены вопросы моделирования акустического воздействия на авиационные агрегаты из ПКМ и, в частности, его начального азимутального направления.

Целью статьи является математическое моделирование начального азимутального направления акустического воздействия на агрегаты из ПКМ, исходящего от силовой установки воздушного судна, в процессе его технической и летной эксплуатации.

Динамические уравнения акустической волны. На основании модели двухмерного маятника динамические уравнения стоячей упругой акустической волны от силовой установки воздушного судна можно представить в виде [1–3]

$$\begin{aligned}\ddot{x} - 2k\Omega\dot{y} + d_{xx}\dot{x} + d_{xy}\dot{y} + k_{xx}x + k_{xy}y &= f_x, \\ \ddot{y} + 2k\Omega\dot{x} + d_{yx}\dot{x} + d_{yy}\dot{y} + k_{yx}x + k_{yy}y &= f_y,\end{aligned}\quad (1)$$

где

$$\begin{aligned}d_{xx} &= \frac{2}{\tau} + h \cos 2\theta_\tau; & \frac{2}{\tau} &= \frac{1}{\tau_1} + \frac{1}{\tau_2}; & h &= \frac{1}{\tau_1} - \frac{1}{\tau_2}; & d_{yy} &= \frac{2}{\tau} - h \cos 2\theta_\tau; \\ d_{xy} &= h \sin 2\theta_\tau; & k_{xx} &= \omega_1^2 - \omega\Delta\omega \cos 2\theta_\omega; & k_{yy} &= \omega_2^2 - \omega\Delta\omega \cos 2\theta_\omega; \\ \omega\Delta\omega &= \frac{\omega_1^2 - \omega_2^2}{2}; & k_{xy} &= -\omega\Delta\omega \sin 2\theta_\omega,\end{aligned}$$

где k – коэффициент Брайана; d_{xx}, d_{yy} – коэффициенты демпфирования колебаний по осям X и Y , соответственно; τ_1, τ_2 – минимальная и максимальная постоянные времена, соответственно; d_{xy} – перекрестное демпфирование, в дальнейшем будем считать $d_{yy} = d_{xy}$; k_{xx}, k_{yy} – нормированные на массу жесткость резонатора по осям X и Y , соответственно; ω_1 и ω_2 – максимальная и минимальная резонансные частоты резонатора, соответственно; k_{xy} – перекрестная жесткость, в дальнейшем будем считать $k_{yx} = k_{xy}$; f_x, f_y – нормированные на массу управляющие силовые действия, приложенные по осям X и Y , соответственно.

Рис. 1 показывает расположение осей максимальной частоты ω_1 и минимального демпфирования (максимальной добротности) τ_1 относительно выходов управления, измерений и ориентации стоячей волны.

Сигналы управления f_x и f_y представим в виде [1]

$$\begin{aligned}f_x &= (K_d^x \dot{x} + K_f^x x) G_x, \\ f_y &= (K_d^y \dot{y} + K_f^y y) G_y,\end{aligned}\quad (2)$$

где $K_d^x, K_f^x, K_d^y, K_f^y$ – компоненты сигналов управления по осям X и Y , управляющих демпфированием и жесткостью вдоль этих осей; G_x, G_y – коэффициенты преобразования электрического сигнала, подаваемого на выходы X и Y в силы f_x и f_y , что деформирует резонатор.

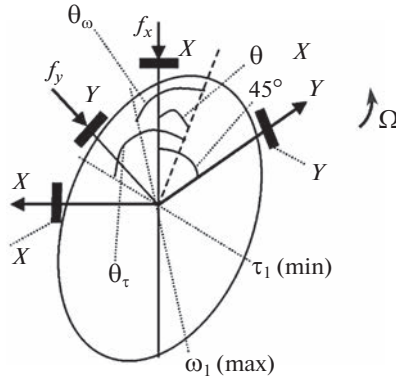


Рис. 1. Расположение выходов и осей τ_1 и ω_1 в резонаторе ПКМ.

Кучность стоячей акустической волны не совпадает ни с одним из восьми выходов, которые располагаются под углом, соответствующим $\pi/4$ вдоль периметра резонатора. Четыре из этих выходов представлены на рис. 1.

Подставляя (2) в (1) и группируя члены уравнений, получим

$$\begin{aligned} \ddot{x} + d \dot{x} + (k_x - K_f G) x + k_y y &= (2k\Omega - d_y) \dot{y} + K_d G \dot{y}, \\ \ddot{y} + d_{yy} \dot{y} + (k_{yy} - K_f^y G_y) y + k_y x &= (2k\Omega - d_y) \dot{x} + K_d^y G_y \dot{x}. \end{aligned} \quad (3)$$

Члены при переменных x и y в левой части уравнений (3) отвечают за резонансную частоту вдоль осей X и Y соответственно. Сигналы управления K_f , K_f^y можно сформировать таким образом, что частоты вдоль осей X и Y будут близки один ко второму, то $\omega_1 \approx \omega_2 \approx \omega_r$ и, таким образом, $\Delta\omega \approx 0$. Это выполняется соответствующей процедурой [4] путем обнуления квадратурного сигнала P

$$P = \pi(\dot{y} - \dot{x}) \rightarrow 0. \quad (4)$$

Реализация этой процедуры выполняется, например, с помощью пропорционального и интегрирующего регулятора, что ведет к сближению частот колебаний двух каналов X и Y к значению ω_r . Блок схема выполняет эту процедуру. С математической точки зрения это означает выполнение следующих соотношений:

$$\begin{aligned} (k_x - K_f G) x + k_y y &\approx \omega_r^2 x, \\ (k_{yy} - K_f^y G_y) y + k_y x &\approx \omega_r^2 y. \end{aligned} \quad (5)$$

Подстановка (5) в (3) позволяет упростить уравнение (3). Получим

$$\begin{aligned} \ddot{x} + d \dot{x} + \omega_r^2 x &= (2k\Omega - d_y) \dot{y} + K_d G \dot{y}, \\ \ddot{y} + d_{yy} \dot{y} + \omega_r^2 y &= (2k\Omega - d_y) \dot{x} + K_d^y G_y \dot{x}. \end{aligned} \quad (6)$$

Теперь частоты колебаний вдоль осей X и Y одинаковы и имеют значение ω_r . Это означает, что силы управления выровняли жесткость резонатора вдоль этих осей и также компенсировали перекрестную жесткость k_{xy} . Взаимосвязь между колебаниями теперь определяется силой Кориолиса $2k\Omega\dot{x}$ и коэффициентом перекрестного демп-

фирования d_{xy} . Это перекрестное демпфирование, как видим из уравнений (6) является погрешностью, которую невозможно избежать, потому что она не отличается от угловой скорости.

Стационарное решение уравнений (6) будем искать в виде

$$\begin{aligned} x &= r \cos 2\theta \sin \omega_r t, \\ y &= r \sin 2\theta \sin (\omega_r t + \varphi), \end{aligned} \quad (7)$$

где φ — постоянная разность фаз между сигналами, снимаемыми с измерительных выходов управления X и Y ; r — амплитуда стоячей акустической волны; θ — угол между выходом канала X и направлением (пучностью) колебаний стоячей акустической волны (рис. 1).

После подстановки (7) в (6) и преобразований получим

$$\begin{aligned} &\left[d_{xx} \cos 2\theta - (2k\Omega - d_{xy}) \sin 2\theta \cos \varphi - K_d^x G_x \cos 2\theta \right] \cos \omega_r t = \\ &= (2k\Omega - d_{xy}) \sin 2\theta \sin \varphi \sin \omega_r t, \\ &\left[d_{yy} \sin 2\theta + (2k\Omega + d_{xy}) \cos 2\theta - K_d^y G_y \sin 2\theta \cos \varphi \right] \cos \omega_r t = \\ &= (d_{yy} \sin 2\theta \sin \varphi - K_d^y G_y \sin 2\theta \sin \varphi) \sin \omega_r t. \end{aligned} \quad (8)$$

Эти уравнения будут выполняться для любого момента времени t тогда (и только тогда) когда амплитуды при функциях синус и косинус будут равны нулю. Поэтому, после преобразования механических колебаний в электрические с коэффициентами преобразования D_x и D_y по осям X и Y , соответственно, четыре уравнения в “медленных” (демодулированных опорными сигналами $\sin \omega_r t$ и $\cos \omega_r t$) переменных получаем

$$\begin{aligned} &-(2k\Omega - d_{xy}) D_y \sin 2\theta \cos \varphi + D_x d_{xx} \cos 2\theta - K_d^x D_x G_x \cos 2\theta = 0, \\ &(2k\Omega - d_{xy}) D_y \sin 2\theta \sin \varphi = 0, \\ &(2k\Omega + d_{xy}) D_x \cos 2\theta + D_y d_{yy} \sin 2\theta \cos \varphi - K_d^y D_y G_y \sin 2\theta \cos \varphi = 0, \\ &D_y d_{yy} \sin 2\theta \sin \varphi - K_d^y D_y G_y \sin 2\theta \sin \varphi = 0. \end{aligned} \quad (9)$$

Из уравнений (9) следует, что, когда разница фаз $\varphi = 0$, только первое и третье уравнения являются не нулевыми. Если не соблюдается условие ($\varphi = \pi/2$), то стабильная стоячая акустическая волна не образуется. При $\varphi = 0$ перепишем уравнение (9) в виде двух z_x и z_y электрических (напряжение) измерительных сигналов для каналов X и Y , соответственно, дифференциального ПКМ

$$\begin{aligned} -2k\Omega D_y \sin 2\theta + D_x d_{xx} \cos 2\theta + d_{xy} D_y \sin 2\theta &= z_x, \\ 2k\Omega D_x \cos 2\theta + D_y d_{yy} \sin 2\theta + d_{xy} D_x \cos 2\theta &= z_y. \end{aligned} \quad (10)$$

Из уравнений (10) следует, что дифференциальный ПКМ дает информацию $0 + \Omega$ (канал Y) и $0 - \Omega$ (канал X).

Масштабные коэффициенты между угловой скоростью и выходным сигналом. Дифференциальный ПКМ имеет два коэффициента пропорциональности — масштабных коэффициента (МК): МК _{x} — по каналу X и МК _{y} по каналу Y

$$\begin{aligned} \text{МК}_x &= 2k D_y \sin 2\theta, \\ \text{МК}_y &= 2k D_x \cos 2\theta. \end{aligned} \quad (11)$$

Дифференциальный ПКМ имеет два смещения нуля B_x , по каналу X и B_y по каналу Y

$$\begin{aligned} B_x &= D_x d_{xx} \cos 2\theta + d_{xy} D_y \sin 2\theta, \\ B_y &= D_y d_{yy} \cos 2\theta + d_{xy} D_x \sin 2\theta. \end{aligned} \quad (12)$$

Из выражений (11) и (12) видно, что как МК, так и смещение нуля обоих каналов зависит от ориентации θ стоячей волны. Этот факт можно использовать для компенсации или существенного уменьшения, например, смещения нуля.

Условие компенсации смещения нуля можно обеспечить, когда угол θ_0 стоячей акустической волны будет таким, что приравняет смещение нуля B_x и B_y двух каналов

$$D_x d_{xx} \cos 2\theta_0 + d_{xy} D_y \sin 2\theta_0 = D_y d_{yy} \sin 2\theta_0 + d_{xy} D_x \sin 2\theta_0. \quad (13)$$

При получении разности $z_x - z_y$ сигналов двух измерительных каналов дифференциального ПКМ, смещение нуля компенсируются, а члены, отвечающие за угловую скорость, прилагаются (10). Из уравнения (13) получим угол θ_0

$$\theta_0 = \frac{1}{2} \arctg \frac{D_x d_{xx} - d_{xy}}{D_y d_{yy} - d_{xy}}. \quad (14)$$

Это соотношение мало что дает для определения угла θ_0 . Однако, для большинства резонаторов ПКМ, как правило, выполняются соотношения

$$D_x \approx D_y; \quad d_{xx} \approx d_{yy}; \quad d_{xy} \ll d_{xx}, \quad (15)$$

тогда, как следует из (14) угол $\theta_0 \approx \pi/8 = 22.5^\circ$. В данном случае угол θ_0 стоит подобрать в малом диапазоне углов, например, $20^\circ \leq \theta \leq 25^\circ$, экспериментально, пошагово изменяя угол θ так, чтобы разница $z_y - z_x$ уменьшалась до нуля.

Существует, также угол θ^* , который приравняет масштабные коэффициенты обоих каналов $MK_x = MK_y$. Этот угол можно определить из соотношения

$$2k D_y \sin 20^\circ = 2k D_x \cos 20^\circ. \quad (16)$$

Решение этого уравнения дает

$$\theta^* = \frac{1}{2} \arctg \frac{D_x}{D_y} = \frac{1}{2} \arctg \left(\frac{MK_y^\theta}{MK_x^\theta} \tg 20^\circ \right), \quad (17)$$

где MK_x^θ и MK_y^θ – масштабные коэффициенты каналов X и Y , когда угол акустической волны $\theta \neq m\pi$, где $m = 0, 1, \dots, 8$, т.е. не совпадает с каким-либо из восьми выходов, т.е. описывает режим работы ПКМ.

Определение угла равенства масштабных коэффициентов. Угол акустической волны θ^* также близок к $\pi/8$. Поэтому на практике рекомендуется выполнить следующие действия для определения и установки угла волны θ^* [5]: 1) установить стоячую акустическую волну под углом $\theta = \pi/8$, путем установки одинаковых амплитуд колебаний каналов X и Y ($A_x = A_y$); 2) определить $MK_x^{\pi/8}$ и $MK_y^{\pi/8}$ путем использования стандартной процедуры калибровки МК; 3) рассчитать угол акустической волны θ^* используя формулу (17); 4) формировать амплитуды A_x и A_y колебаний резонатора по каналам X и

У так, чтобы $\operatorname{tg} \theta^* = A_x/A_y$; 5) когда стоячая акустическая волна установлена под углом θ^* , разность $z_y - z_x$ и приложение $z_y + z_x$ измерительных сигналов двух каналов определяются следующими выражениями [5]:

$$\begin{aligned} z_y - z_x &= \operatorname{MK}_d \Omega + (d_{yy} - d_{xx}) \frac{D_x D_y}{\sqrt{D_x^2 + D_y^2}}, \\ z_y + z_x &= \frac{D_x D_y}{\sqrt{D_x^2 + D_y^2}} (d_{yy} + d_{xx}) + \frac{D_y (D_x + D_y)}{\sqrt{D_x^2 + D_y^2}} d_{xy}, \\ \operatorname{MK}_d &= 4k \frac{D_x D_y}{\sqrt{D_x^2 + D_y^2}}. \end{aligned} \quad (18)$$

Как можно увидеть из (18) разница $z_y - z_x$ сигналов двух каналов не имеет перекрестного демпфирования d_{xy} , оно компенсируется при получении разницы. МК ПКМ, когда угол волны θ^* , равен MK_d . Он не зависит от резонансной частоты ω_r , а также от амплитуды колебаний A , как это есть для ПКМ, работающего в режиме измерения угловой скорости, а определяется параметрами выходов управления и коэффициентом Брайана.

Существуют несколько сложных алгоритмов, разработанных для устранения компонентов смещения нуля выборочных гармонических шумовых колебаний. Например, таких как использование адаптивного управления [7, 8] или компенсация компонентов смещения нуля через обратную связь [9, 10]. Эти алгоритмы компенсации требуют точного моделирования и идентификации параметров в реальном времени. Метод инструментальной переменной вместе с теорией возмущений может обеспечить правильную идентификацию матриц жесткости и демпфирования. Нелинейный наблюдатель предлагается в [3, 4] для оценки параметров для компенсации дрейфа в полусферических дискретных шумовых колебаниях.

В различных условиях приводится и анализируется процедура вычисления компонент смещения нуля, что позволяет оценить эти компоненты за достаточно короткий промежуток времени после включения прибора и обеспечить высокую повторяемость смещения нуля дифференциального ПКМ от включения к включению. Приводится численный эксперимент, основанный на линеаризованной модели чувствительного элемента ПКМ [5] в “медленных” переменных [6].

Так как угол волны $\theta \neq m\pi/4$, где $m = 0, 1, \dots, 8$ в дифференциальном ПКМ, т.е. $\sin 2\theta \neq 0$ и $\cos 2\theta \neq 0$, то левые и правые части уравнения (10) можно разделить, первое уравнение на $\sin 2\theta$, а второе на $\cos 2\theta$. Заменим d_{xx} , d_{yy} , d_{xy} их выражениями через τ , θ_τ и h (1). Тогда уравнения (10) запишутся в виде

$$\begin{aligned} 2k\Omega D_y \operatorname{tg} 20^\circ + D_y h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{tg} 20^\circ + D_x \frac{2}{\tau} + D_x h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_x, \\ 2k\Omega D_x \operatorname{tg} 20^\circ + D_x h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{tg} 20^\circ + D_y \frac{2}{\tau} + D_y h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_y, \\ \tilde{z}_x &= \frac{z_x}{\cos 2\theta^*}, \quad \tilde{z}_y = \frac{z_y}{\cos 2\theta^*}. \end{aligned} \quad (19)$$

Введем обозначения

$$\begin{aligned} x_1 &= D_y h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau), & x_2 &= D_x \frac{2}{\tau}, & x_3 &= D_x h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau), \\ x_4 &= D_x h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau), & x_5 &= D_y \frac{2}{\tau}, & x_6 &= D_y h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau). \end{aligned} \quad (20)$$

Поставим задачу определения шести параметров $x_1, \dots, x_6$ по измерениям $\tilde{z}_x$ и $\tilde{z}_y$. Так как не независимых параметров в (20) только пять $D_x, D_y, h, \tau, \theta_\tau$, то для их определения надо 5 уравнений. С этой целью проведем замеры выходных сигналов дифференциального ПКМ в двух положениях стоячей волны $\theta = \theta^*$ и $\theta = \theta^* + 90^\circ$, чтобы иметь четыре измерения, а пятым уравнением используем уравнение (17).

В первом положении, когда $\theta = \theta^*$ имеем два уравнения

$$\begin{aligned} -2k\Omega D_y \operatorname{tg} 20^\circ - D_y h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{tg} 20^\circ + D_x \frac{2}{\tau} - D_x h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_x^1, \\ 2k\Omega D_x \operatorname{tg} 20^\circ - D_x h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{ctg} 20^\circ + D_y \frac{2}{\tau} + D_y h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_y^1. \end{aligned} \quad (21)$$

Во втором положении стоячей волны $\theta = \theta^* + 90^\circ$ имеем уравнения

$$\begin{aligned} -2k\Omega D_y \operatorname{tg} 20^\circ - D_y h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{tg} 20^\circ + D_x \frac{2}{\tau} - D_x h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_x^2, \\ 2k\Omega D_x \operatorname{ctg} 20^\circ - D_x h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{ctg} 20^\circ + D_y \frac{2}{\tau} + D_y h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_y^2. \end{aligned} \quad (22)$$

Составляем первые уравнения систем (21) и (22), а также и вторые уравнения, получим

$$\begin{aligned} -4k\Omega D_y \operatorname{tg} 20^\circ + D_x \frac{4}{\tau} &= \tilde{z}_x^1 + \tilde{z}_x^2, \\ 4k\Omega D_x \operatorname{ctg} 20^\circ + D_y \frac{4}{\tau} &= \tilde{z}_y^1 + \tilde{z}_y^2. \end{aligned} \quad (23)$$

С учетом соотношений (17), получим

$$\begin{aligned} x_5 &= D_y \frac{2}{\tau} = \frac{\tilde{z}_x^1 + \tilde{z}_x^2 + \tilde{z}_y^1 + \tilde{z}_y^2}{2(1 + \operatorname{tg}^2 2\theta^*)}, \\ x_2 &= D_x \frac{2}{\tau} = \frac{\tilde{z}_x^1 + \tilde{z}_x^2 + \tilde{z}_y^1 + \tilde{z}_y^2}{2(1 + \operatorname{ctg}^2 2\theta^*)}. \end{aligned} \quad (24)$$

Теперь вычитаем первые уравнения (21) и (22), а также вторые уравнения. Получим после преобразований

$$\begin{aligned} 2D_y h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{tg} 20^\circ + 2D_x h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2, \\ 2D_x h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) \operatorname{ctg} 20^\circ - D_y h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) &= \tilde{z}_y^1 - \tilde{z}_y^2. \end{aligned} \quad (25)$$

Вычитаем эти два уравнения, с учетом условия (17), получим

$$\begin{aligned} x_6 &= D_y h \cos 2(\theta^* - \theta_\tau) = \frac{\tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2 - \tilde{z}_y^1 + \tilde{z}_y^2}{2(1 + \operatorname{tg}^2 20^\circ)}, \\ x_3 &= D_x h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) = \frac{\tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2 - \tilde{z}_y^1 + \tilde{z}_y^2}{2(1 + \operatorname{ctg}^2 20^\circ)}. \end{aligned} \quad (26)$$

Умножаем первое уравнение (25) на D_y , а второе на D_x и складывая их, получим

$$2(D_y^2 \operatorname{tg} 20^\circ + D_x^2 \operatorname{ctg} 20^\circ) h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) = (\tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2) D_y + (\tilde{z}_y^1 - \tilde{z}_y^2) D_x. \quad (27)$$

Таблица 1. Относительная погрешность оценки параметров резонатора по измерениям с шумом при усреднении 1 с для различных среднеквадратических отклонений σ

Параметр	Погрешность для $\sigma = 6^\circ/\text{ч}$, %	Погрешность для $\sigma = 20^\circ/\text{ч}$, %
x_1	5.0×10^{-12}	1.5×10^{-11}
x_2	4.2×10^{-4}	1.3×10^{-3}
x_3	3.5×10^{-11}	7.4×10^{-11}
x_4	4.7×10^{-12}	1.5×10^{-11}
x_5	4.2×10^{-4}	1.3×10^{-3}
x_6	3.5×10^{-11}	7.2×10^{-11}

Откуда с учетом (17), имеем

$$2D_y^2 h \sin 2(\theta^* - \theta_\tau) (\text{tg}^2 20^\circ + \text{tg}^4 20^\circ \text{ctg} 20^\circ) = (\tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2) D_y + (\tilde{z}_y^1 - \tilde{z}_y^2) D_y \text{tg}^2 20^\circ. \quad (28)$$

После преобразований, получим

$$x_1 = \frac{(\tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2) \text{ctg} 20^\circ + (\tilde{z}_y^1 - \tilde{z}_y^2) \text{tg} 20^\circ}{2(1 + \text{tg}^2 20^\circ)}; \quad (29)$$

$$x_4 = \frac{(\tilde{z}_x^1 - \tilde{z}_x^2) \text{ctg} 20^\circ + (\tilde{z}_y^1 - \tilde{z}_y^2) \text{tg} 20^\circ}{2(1 + \text{ctg}^2 20^\circ)}. \quad (30)$$

Таким образом, все 6 параметров, которые определяют смещение нуля в двух каналах дифференциального ПКМ, можно вычислить путем переориентации стоячей волны на угол 90° . Такую калибровку смещения нуля можно выполнить при $\theta = \text{const} \neq 0$, т.е. при любой ориентации оси чувствительности относительно вектора угловой скорости вращения Земли.

Представим уравнение измерений (19) с использованием обозначений (20) и после добавления шумов измерений ξ_x и ξ_y , получим

$$\begin{aligned} -2k\Omega D_y \text{tg} 20^\circ - x_1 \text{tg} 20^\circ + x_2 + x_3 + \xi_x &= \tilde{z}_x, \\ -2k\Omega D_x \text{ctg} 20^\circ - x_4 \text{ctg} 20^\circ + x_5 - x_6 + \xi_y &= \tilde{z}_y. \end{aligned} \quad (31)$$

Проведем оценку параметров $x_1, \dots, x_6$, путем проведения численного эксперимента с использованием симулинк-модели уравнений ПКМ.

Для моделирования примем следующие параметры агрегата из ПКМ: $k = 0.4$; $D_x = 1$ мкм/мВ; $D_y = 1.1$ мкм/мВ; $h = 0.0386658$ с $^{-1}$; $\theta_\tau = 4^\circ$; $2/\tau = 1.97195$ с $^{-1}$; $\theta^* = \frac{1}{2} \arctg \sqrt{\frac{D_x}{D_y}}$; добротность резонатора вдоль осей X и Y являются такими $Q_x = 25000$, $Q_y = 26000$, $\omega_r = 2\pi \times 4000$ два канала гармонического шумового колебания реализуются в демодулированных переменных с передаточной функцией чувствительного элемента.

Результаты расчетов относительной погрешности в процентах параметров $x_1, \dots, x_6$ для двух значений СКО шума измерения при усреднении за одну секунду представлены в табл. 1.

Параметры x_2 и x_5 имеют значение на порядок больше, чем другие параметры, поэтому именно их погрешности будут определять смещение нуля после коррекции.

Значение параметра x_5 равно $x_5 = 2D_y/\tau = 2.169$ рад/с. Погрешность его вычислений имеет значение $4.2 \times 10^{-4}\%$. Абсолютное значение погрешности является $2.169 \times 4.2 \times 10^{-6} = 9.11 \times 10^{-6}$ рад/с $\approx 1.88^\circ/\text{ч}$.

Измерение угловой скорости ПКМ описывается системой уравнений (31). Смещение нуля определяется разницей между x_2 и x_5 , т.е. величиной, пропорциональной разрозненности, которая определяется параметром $h = 0.0386658 \text{ с}^{-1}$.

Поэтому абсолютное значение смещения нуля дифференциального ПКМ после коррекции будет определяться значением

$$0.0386658 \times 4.2 \times 10^{-6} \approx 0.16 \times 10^{-6} \text{ рад/с} \approx 0.033^\circ/\text{ч}.$$

Для уменьшения шума измерения надо увеличивать добротность резонатора и использовать малозумные детали.

Агрегат из ПКМ имеет возможность компенсации разности частот резонанса в процессе измерения угловой скорости. Процедура калибровки ПКМ, основанная на переориентации стоячей волны, проводится в течение 2–3 с и может обеспечивать повторяемость смещения нуля от включения к включению на уровне $0.033^\circ/\text{ч}$ для низко добротных резонаторов.

При увеличении времени калибровки (времени усреднения шума), добротности резонатора можно увеличить повторяемость смещения нуля от включения до включения силовой установки.

Выводы. Полученные в работе результаты расчетов акустического воздействия в процессе эксплуатации воздушных судов можно использовать при проектировании агрегатов из ПКМ, при расчетах на прочность при их ремонте. В частности, при математическом моделировании для оперативного измерения начальной азимутальной ориентации акустического воздействия притом, что измерение угла азимута требует высокой повторяемости смещения нуля дискретных шумовых колебаний. Определение начальной азимутальной ориентации акустического воздействия от силовой установки, позволяет более эффективно проектировать агрегаты из ПКМ.

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена при поддержке следующих грантов: Natural Science Foundation of Shaanxi Province (2021JQ 081); Basic Research Programs of Taicang (TC2020JC14).

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Adam A., Papamoschou D., Bogey C. Imprint of Vortical Structures on the Near-Field Pressure of a Turbulent Jet // AIAA J. 2022. V. 60 (3). P. 1578.
<https://doi.org/10.2514/1.J061010>
2. Gangipamula R., Ranjan P., Patil R.S. Study on fluid dynamic characteristics of a low specific speed centrifugal pump with emphasis on trimming operations // Int. J. of Heat and Fluid Flow. 2022. 95.
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2022.108952>
3. Liu J., Cong S., Song Y., Chen S., Wu D. Flow structure and acoustics of underwater imperfectly expanded supersonic gas jets // Shock Waves. 2022.
<https://doi.org/10.1007/s00193-021-01069-9>
4. Nikam S.R., Sharma S. Correlation in the Near and Far Field of Compressible Jet to Identify Noise Source Characteristics // Flow, Turbulence and Combustion. 2022. V. 108 (3). P. 739.
<https://doi.org/10.1007/s10494-021-00299-2>

-
5. *Niki Y., Rajasegar R., Li Z., Musculus M.P.B., Garcia Oliver J.M., Takasaki K.* Verification of diesel spray ignition phenomenon in dual-fuel diesel-piloted premixed natural gas engine // *Int. J. of Engine Research*. 2022. V. 23 (2). P. 180.
<https://doi.org/10.1177/1468087420983060>
 6. *Rego L., Avallone F., Ragni D., Casalino D.* On the mechanisms of jet-installation noise reduction with flow-permeable trailing edges // *J. of Sound and Vibration*. 2022. 520.
<https://doi.org/10.1016/j.jsv.2021.116582>
 7. *Varé M., Bogey C.* Generation of acoustic tones in round jets at a Mach number of 0.9 impinging on a plate with and without a hole // *J. of Fluid Mechanics*. 2022. 936.
<https://doi.org/10.1017/jfm.2022.47>
 8. *Wang X., Lian J., Ma B., Du S.* Numerical simulations and predictions of low-frequency noises downstream spillway tunnel. Shuili Fadian Xuebao // *J. of Hydroelectric Engineering*. 2022. V. 41 (1). P. 103.
<https://doi.org/10.11660/slfdx.20220111>
 9. *Webb N., Esfahani A., Leahy R., Samimy M.* Active Control of Rectangular Supersonic Twin Jets using Perturbations: Effects and Mechanism // In *AIAA Science and Technology Forum and Exposition, AIAA SciTech Forum 2022*.
<https://doi.org/10.2514/6.2022-2401>
 10. *Zaman K.B.M.Q., Fagan A.F., Upadhyay P.* Pressure fluctuations due to “trapped waves” in the initial region of compressible jets // *J. of Fluid Mechanics*. 2022. 931.
<https://doi.org/10.1017/jfm.2021.954>

**НАДЕЖНОСТЬ, ПРОЧНОСТЬ, ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ
МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

УДК 669-1,669.245,621.762

**ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА МИКРОСТРУКТУРУ
И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СПЛАВА ЭП648, ПОЛУЧЕННОГО
МЕТОДОМ СЕЛЕКТИВНОГО ЛАЗЕРНОГО ПЛАВЛЕНИЯ**© 2023 г. Д. Ю. Финогеев^{1,*}, О. П. Решетникова¹¹*Саратовский государственный технический университет им. Гагарина Ю.А., Саратов, Россия***e-mail: daniil.sstu@gmail.com*

Поступила в редакцию 21.03.2022 г.

После доработки 12.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

В статье представлен комплекс исследований жаропрочного сплава на никелевой основе ЭП648, полученного методом селективного лазерного плавления с последующим высокотемпературным отжигом. Проведены исследования макро- и микротвердости, анализ микроструктуры и испытания образцов на сопротивление хрупкому разрушению. Выполненный количественный и качественный анализ свидетельствуют о возможных структурных отклонениях, влияющих на свойства изготавливаемых изделий.

Ключевые слова: ЭП648, аддитивное производство, технология аддитивного производства, селективное лазерное плавление, SLM, структура жаропрочного сплава, термообработка

DOI: 10.31857/S0235711923010042, **EDN:** ASOAIZ

В настоящий момент технология селективного лазерного плавления (SLM) широко применяется в мире для изготовления металлических изделий различного применения. Относительно традиционных методов изготовления деталей SLM имеет ряд преимуществ, таких как: возможность изготовления деталей сложной формы и конфигурации, быстрое изготовление мелкой серии изделий готовых к применению, минимальное количество производственных остатков [1]. Однако в настоящий момент производственный процесс селективного лазерного плавления включает большое количество параметров, что затрудняет оптимизацию и повторяемость процесса производства изделий для каждого нового материала и сплава [2]. К таким параметрам можно отнести показатели, участвующие в синтезировании деталей (мощность лазерного излучения, скорость и шаг сканирования, равномерность распределения температуры и т.д.) и параметры условий термической обработки (максимальная температура нагрева, время выдержки, скорость нагрева и охлаждения) [3]. Перечисленные критерии являются наиболее важными и напрямую влияют на характеристики изделия.

При производстве изделий с высокими физико-механическими требованиями применяют хромоникелевые, кобальт-хромовые и титановые сплавы. Так, например за рубежом учеными были достаточно изучены некоторые сплавы данного типа: Inconel 625, Inconel 718, CM247LC, CMX486 [4]. Исследования свидетельствуют о важности технологических параметров производства на физико-механические и структурные свойства получаемых изделий [5]. В настоящий момент предприятия, использующие технологию SLM, заинтересованы в применении жаропрочных металлопорошковых

Таблица 1. Химический состав сплава ХН50ВМТЮБ (ЭП648), % мас., Ni – основа

Данные	Cr	Al	Ti	Nb	Mo	Mn	Fe
ТУ 1-595-16-1260-2011	32–35	0.5–1.1	0.5–1.1	0.5–1.1	2.3–3.3	≤0.5	≤4
	W	C	S	P	Si	B	Ce
	4.3–5.3	≤0.1	≤0.01	≤0.015	≤0.4	≤0.008	≤0.03
Спектральный анализ	Cr	Al	Ti	Nb	Mo	Mn	Fe
	33.5	0.85	0.91	0.89	3.1	0.26	2.3
	W	C	S	P	Si	B	Ce
	4.93	0.09	0.008	0.098	0.32	0.007	0.029

Таблица 2. Параметры режимов и стратегий синтеза образцов

Мощность лазера, Вт	Скорость сканирования, мм/с	Интервал сканирования, мкм	Толщина слоя, мкм	Диаметр лазерного луча, мкм	Стратегия сканирования
200	1100	87.5	70	80	шахматная

композиций (МПК). В частности, большой интерес представляют жаропрочные сплавы с высоким содержанием никеля и хрома. Этот факт актуализирует вопрос изучения и выявления нюансов технологии производства деталей из жаропрочных хромоникелевых сплавов методом селективного лазерного плавления.

Целью настоящей статьи являлось исследование влияния режимов термической обработки на структуру и физико-механические свойства образцов из жаропрочного сплава на никелевой основе ЭП648, полученного методом селективного лазерного плавления.

Материалы и методы. В качестве объекта исследования взят жаропрочный сплав марки ЭП648 (ХН50ВМТЮБ) на никелевой основе с высоким содержанием хрома, химический состав которого приведен в табл. 1 и соответствует требованиям ТУ 1-595-16-1260-2011 [6]. Был проведен спектральный анализ, использующий зависимость интенсивности спектральных линий от содержания элементов в образце. Анализ выполняли в спектрометре ДФС-51 “СЛ” на соответствие массовой доле присутствующих химических элементов.

Для производства образцов взят фракционный состав порошка 10–63 мкм, полученный методом газовой атомизации. Печать образцов проводили на установке селективного лазерного плавления “SLM Solutions 280” в атмосфере азота. Оптимальные режимы и стратегия синтеза выбраны на основании существующих рекомендаций, табл. 2 [7–9].

Для выполнения исследования структурных и физико-механических характеристик были изготовлены образцы для испытания на ударную вязкость (рис. 1а). Выращивание образцов производилось по подготовленной 3D-модели, форма и размеры которой соответствуют ГОСТ 9454-78 [10] (рис. 1б).

Печать выполнялась под углом 45° относительно платформы построения (рис. 2а). Расположение и направление роста образцов выбрано таким образом чтобы добиться максимально возможных физико-механических характеристик от материала (рис. 2а, б) [11].

После синтезирования образцы были подвергнуты термической обработке в защитной (аргон) и воздушной средах. Для выполнения исследования было отобрано три

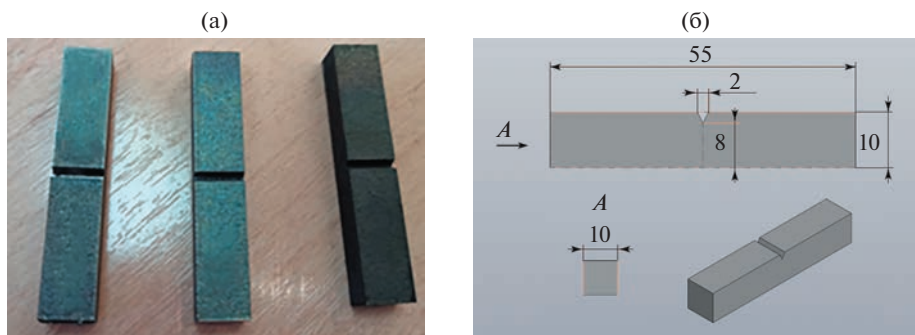


Рис. 1. Образцы для исследования: (а) – выращенные на установке селективного лазерного плавления; (б) – CAD 3D-модель.

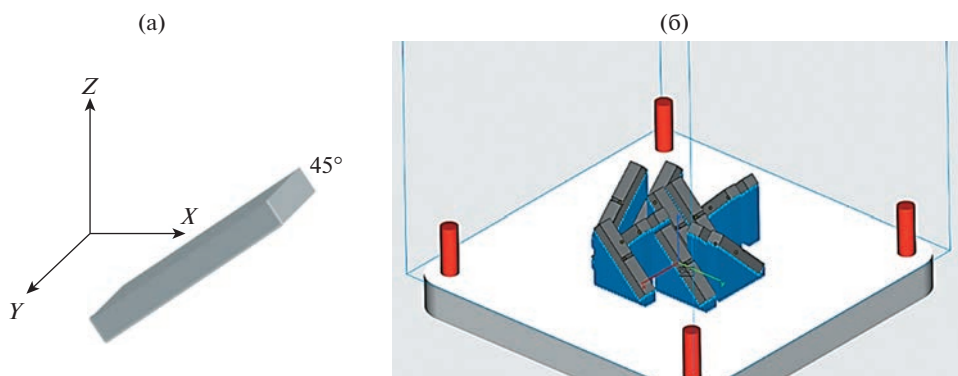


Рис. 2. Расположение образцов относительно платформы построения: (а) – в декартовой системе координат; (б) – серии образцов и поддерживающей структуры при подготовке управляющей программы.

образца. Первый образец не был подвергнут термической обработке. Второй образец был подвергнут высокотемпературному отпуску при температуре $600 \pm 15^\circ\text{C}$ в воздушной среде. Термообработка третьего образца проводилась в инертной среде аргона при температуре $600 \pm 15^\circ\text{C}$.

Для получения более обширной информации о поведении структуры материала было выполнено исследование параметров макротвердости и микротвердости по предварительно выбранным участкам образца. Точки для замеров подбирались согласно ГОСТ 9450-76 [12]. Измерение макротвердости выполнялось от поверхности и в срезе 1 мм материала. Измерение параметров микротвердости выполнялось в перпендикулярном сечении образца относительно треков сплавления (рис. 3а). Определение макротвердости производилось на твердомере ТК-2М. Микротвердость определялась на приборе ПМТ-3М.

Микроструктурный анализ выполнялся на срезах материала каждого образца в двух сечениях перпендикулярно и параллельно трекам сплавления (рис. 3а, б). Учитывая направление выращивания каждого образца, была выполнена выборка срезов на расстоянии 10 мм друг от друга (рис. 3а).



Рис. 3. Пробоподготовка образцов: (а) – схема сечений исследуемых синтезированных образцов; (б) – подготовленный срез толщиной 2 мм.

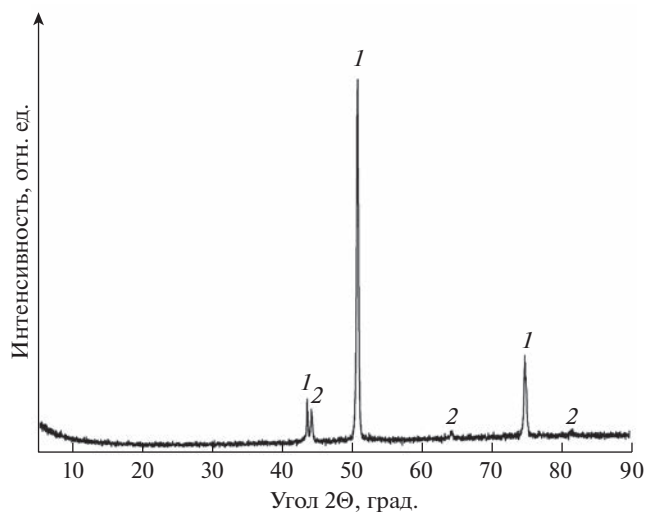


Рис. 4. РФА синтезированного образца 3: 1 – γ -Fe, Ni; 2 – α -Fe, Cr.

Подготовленные шлифы были подвергнуты электрохимическому травлению в растворе бихромата калия в ортофосфорной кислоте. Изучение структуры и элементного состояния синтезированного образца после травления выполнено на растровом электронном микроскопе РЭМ/ЭДРА “Aspex Explorer”.

Рентгенофазовый анализ (РФА) образцов осуществляли на дифрактометре ARLX’TRA “Thermo Fisher Scientific” (Швейцария) методом рентгеновской дифракции в излучении Cu– K_{α} с длиной волны $\lambda = 0.154178$ нм в интервале 5–90°. Результаты РФА приведены на рис. 4.

Результаты и обсуждение. Энергодисперсионный (ЭДРА) анализ трех образцов приведен на рис. 5 и подтверждает, что распределение основных и легирующих элементов

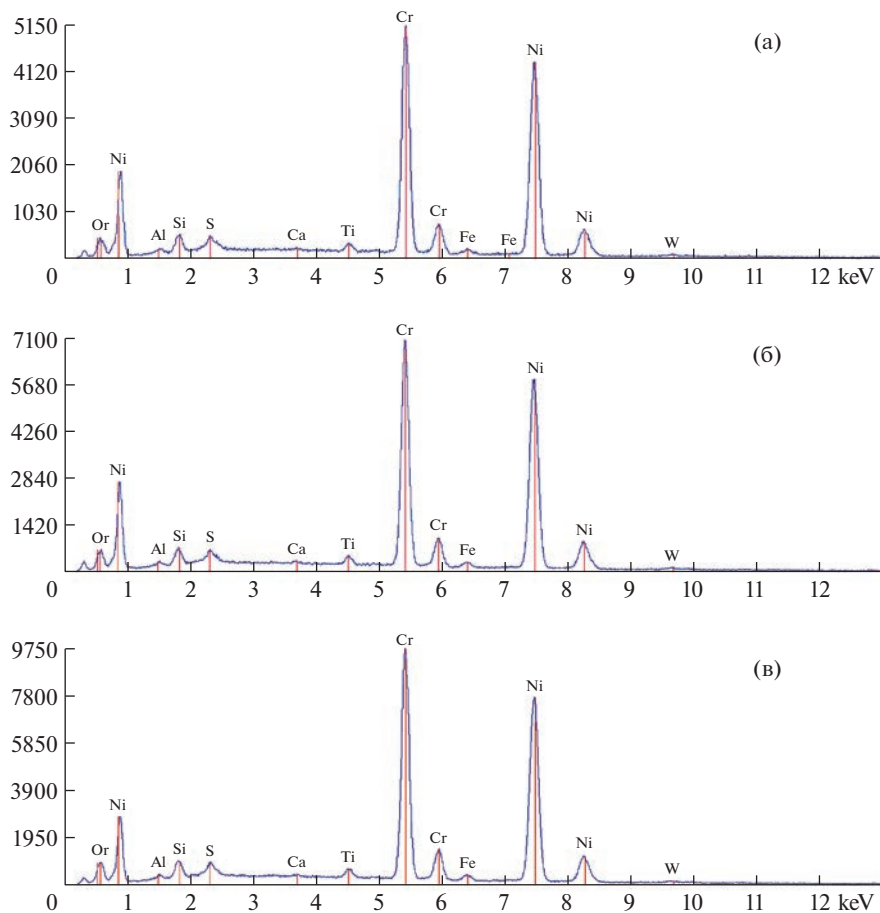


Рис. 5. Энергодисперсионный рентгеновский анализ (ЭДРА) образцов 1–3: (а) – образец 1 без термической обработки; (б) – образец 2 с термической обработкой на воздухе; (в) – образец 3 с термической обработкой в среде аргона.

равномерно и их отношение количественно близко друг к другу (рис. 5а–в), что свидетельствует об удовлетворительном качестве печати [13, 14].

Рентгенофазовый анализ образца 3 показал наличие основных и упрочняющих фаз в исследуемом материале. В сплаве формируется преобладание ГЦК γ -фазы Fe–Ni, которой принадлежат линии $\{111\}$ (на $2\Theta \sim 43.1^\circ$), $\{200\}$ (на $2\Theta \sim 50.1^\circ$) и $\{220\}$ (на $\Theta \sim 74.9^\circ$). Также в структуре материала образца различимы ОЦК α -фазы Fe–Cr, которой принадлежат линии $\{110\}$ (на $2\Theta \sim 44.1^\circ$), $\{200\}$ (на $2\Theta \sim 64^\circ$) и $\{211\}$ (на $2\Theta \sim 82.1^\circ$) (рис. 4). Показатели РФА для образцов 1 и 2 имеют аналогичные характеристики с образцом 3 с минимальным расхождением по интенсивностям рефлексов [15, 16].

Выполненный анализ микротвердости материала показал, что твердость отдельных участков микроструктуры материала образцов распределена неравномерна. Показатели микротвердости снижаются от поверхности к внутреннему объему – сердцевине образца (рис. 6б).

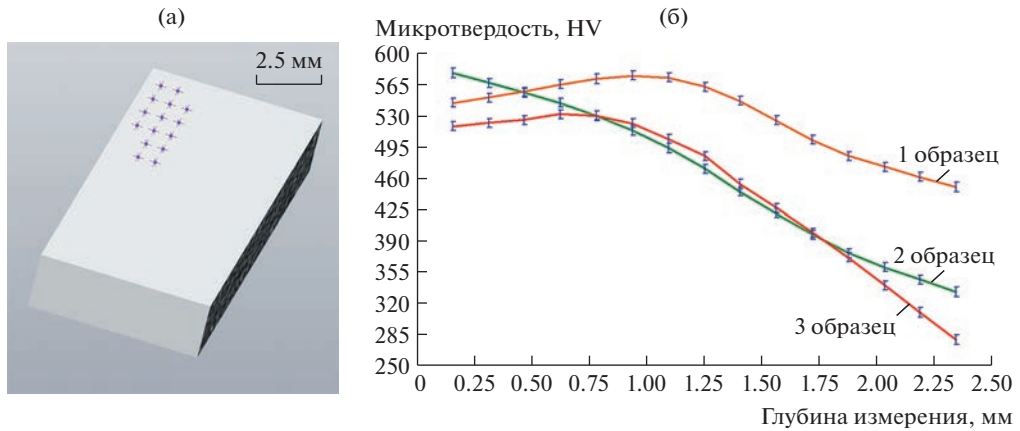


Рис. 6. Измерение микротвердости: (а) – схема расположения точек измерения микротвердости; (б) – график показателей микротвердости исследуемых образцов.

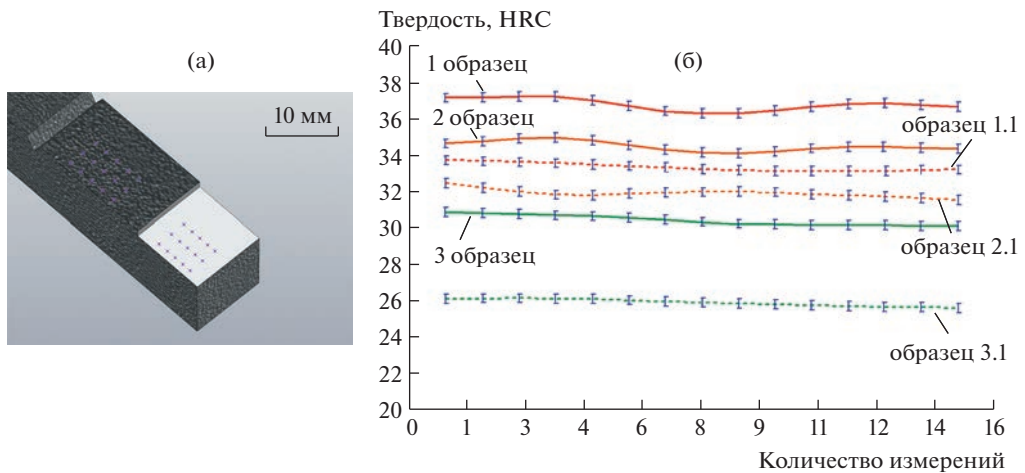


Рис. 7. Измерение макротвердости: (а) – массив точек измерения макротвердости; (б) – график показателей твердости исследуемых образцов, где: 1, 2, 3 – измерения на поверхности (корке) образцов; 1.1, 2.1, 3.1 – измерения в толще материала, в срезе 1 мм.

Для подтверждения зависимости снижения твердости материала были выполнены замеры макротвердости (рис. 7) на поверхности (корке) и в срезе 1 мм материала образца. Наилучший результат показал образец 3, подвергнутый термической обработке в среде аргона.

Полученные результаты подтверждают, что значения твердости материала в значительной степени зависят от термической обработки. Также анализ подтвердил, что технологический этап высокотемпературного отпуска является наиболее важным в изготовлении изделий методом селективного лазерного плавления, так как напрямую влияет на стабилизацию структуры материала.

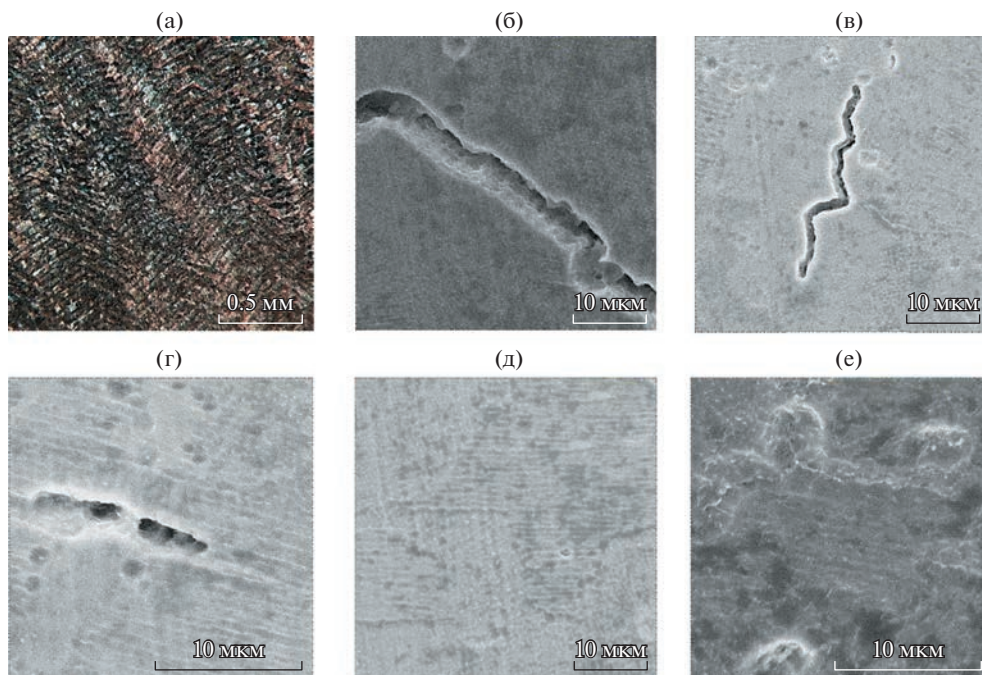


Рис. 8. Микроструктура образцов ЭП648, полученных методом SLM: (а) – пространственное строение микроструктуры синтезированного материала; (б)–(г) – несплошности на границах зерен в плоскости синтеза; (д) – микроструктура строения зерен в плоскости синтеза; (е) – субзерна на границах стыка треков.

Микроструктура синтезированных образцов представлена на рис. 8. На фотографии отображена типичная для данного сплава структура. На рис. 8а показаны срезы треков сплавления. В большей части объема отдельных треков наблюдаются включения, поры и субструктура (рис. 8б–г). Субструктура представляет собой обрамленные скопления ячейки. Направление ячеек сплава выражено как равноосной, так и столбчатой морфологией (рис. 8д). Такое расположение зависит от ориентации субзерен внутри трека сплавления при направлении теплоотвода и стартовой зоны кристаллизации [14].

Формирование направления кристаллизации структуры трека при сплавлении МПК основной строй кристаллизации следует за фокусным пятном лазера, это обеспечивает теплоотвод как по длине движения трека, так и в предыдущий слой сплавленного материала. При формировании профиля оплавления лунки зарождаются субзерна (рис. 8е) в противоположных направлениях от трека сплавленного материала. Данный процесс инициирует появление субграниц ячеек. Именно по этим субграницам образуются структурные трещины, часто проходящие через несколько треков сплавления (рис. 8б, в, г). Этот процесс характерен литейным и ограниченно свариваемым сплавам [17].

Наличие несплошностей микроструктуры образцов 1–3 коррелирует в зависимости от вида и степени термической обработки (рис. 9а–в). Наличие повышенной пористости первого образца без ТО значительно отличается (в 3–4 раза) от образцов 2 и 3 с высокотемпературным отпуском. Таким образом, термическая обработка способствует рекристаллизации и уплотнению структуры материала.

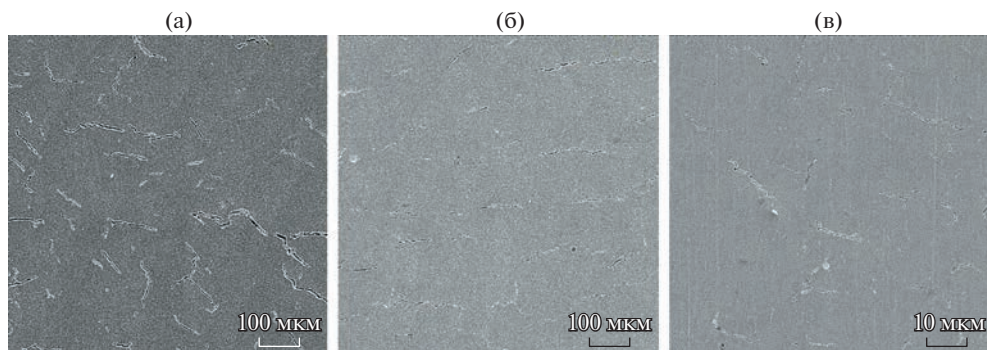


Рис. 9. Микроструктура образцов с разной термической обработкой: (а) — синтезированный образец без термической обработки; (б) — образец с термической обработкой на воздухе; (в) — образец с термической обработкой в инертной среде аргона.

Для оценки качества механических свойств полученных образцов были проведены испытания на сопротивление хрупкому разрушению по ГОСТ 9454-78 [18]. Полученные результаты приведены в табл. 3. Для сравнения приведен показатель ударной вязкости образца, полученного методом пластической деформации —ковки [19].

Анализ табл. 3 показывает, что термическая обработка образцов в значительной степени положительно влияет на способность материала воспринимать динамические нагрузки. Полученные показатели ударной вязкости свидетельствуют о снижении внутренних напряжений в образце в зависимости от термической обработки. Наилучший результат показал третий образец, подвергнутый высокотемпературному отпуску в среде инертного газа аргона.

Выводы. 1. Выполнен анализ влияния режимов термической обработки на структуру и физико-механические свойства образцов из жаропрочного сплава на никелевой основе ЭП648, полученного методом селективного лазерного плавления. Показано, что высокотемпературный отпуск в значительной степени влияет на структурные и физико-механические свойства изделия, полученного методом селективного лазерного плавления. **2.** Анализ микротвердости материала марки ЭП648 показал, что твердость синтезированных образцов неравномерно распределена по структуре материала и в значительной степени зависит от способа термической обработки. Наилучший результат испытаний показал образец 3, подвергнутый высокотемпературному отпуску в срезе аргона. **3.** Выполненный анализ микроструктуры показал наличие большого кол-ва несплошностей в поле SLM-печати образцов. Наличие повышенной пористости первого образца без ТО значительно отличается (в 3–4 раза) от образцов 2 и 3 с высокотемпературным отпуском. Таким образом, термическая обработка способ-

Таблица 3. Механические свойства сплава ЭП648 с различной термической обработкой

Метод изготовления	Температурные режимы ТО, °С	Температура испытания $t^{\circ}\text{C}$	Ударная вязкость (среднее значение), КСV, Дж/см ²
Пластическая деформация	880–920	20	92.50
SLM + без ТО (1 образец)	—		42.33
SLM + ТО, воздух (2 образец)	600 ± 5		47.13
SLM + ТО, аргон (3 образец)	600 ± 5		56.93

ствует рекристаллизации и уплотнению структуры материала. 4. Испытания на сопротивление хрупкому разрушению, подтвердили, что влияние качественной термической обработки образцов в значительной степени влияет на снижение внутренних напряжений в структуре материала.

БЛАГОДАРНОСТИ

Выражаем особую благодарность команде предприятия АО «Центр АТ» (г. Воронеж) за квалифицированную помощь в изготовлении образцов для выполнения представленного исследования.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гибсон Я., Розен Д., Стакер Б. Технологии аддитивного производства. Пер. с англ. И.В. Шишковского. М.: Техносфера, 2020. 646 с.
2. Петров И.М. Основные тенденции российского рынка металлических порошков для аддитивных технологий // Аддитивные технологии. 2019. № 1. С. 24.
3. Евгенов А.Г., Рогалев А.М., Карачевцев Ф.Н., Мазалов И.С. Влияние горячего изостатического прессования и термической обработки на свойства сплава ЭП648, синтезированного методом селективного лазерного сплавления // Технология машиностроения. 2015. № 9. С. 11.
4. Baitimerov R.M., Lykov P.A., Gu D. et al. Selective laser melting of nickel base heat resistance alloy EP648 // Proceedings of the Int. Conf. on Progress in Additive Manufacturing. 2016. V. 2. P. 445.
5. Каблов Е.Н., Евгенов А.Г., Мазалов И.С. и др. Структура и свойства синтезированных методом селективного лазерного сплавления сплавов ЭП648 и ВЖ159 после имитационных отжигов // Материаловедение. 2020. № 6. С. 3.
<https://doi.org/10.31044/1684-579X-2020-0-6-3-10>
6. Новые стандарты в области аддитивных технологий – РОССТАНДАРТ, 2020 [Электронный ресурс] URL: <https://www.rst.gov.ru/portal/gost/home/presscenter/news>
7. Min P.G., Vadeev V.E., Rogalev A.M., Knyazev A.E. The investigation of the chemical composition, structure, and mechanical properties of EP648 alloy at different stages of additive manufacturing // Inorg. Mater. 2019. V. 10. P. 906.
8. Каблов Д.Е., Сидоров В.В., Мин П.Г., Пучков Ю.А. Влияние поверхностно-активных примесей и добавки лантана на структуру и свойства монокристаллического жаропрочного никелевого сплава ЖС36 // Труды ВИАМ. 2017. № 4 (52). С. 2.
<https://doi.org/10.18577/2307-6046-2017-0-4-2-2>
9. Каталог продукции – ВИАМ, 2022 [Электронный ресурс] URL: <https://catalog.viam.ru/catalog/khn50vmtiyub-ep648/poroshok-iz-zharoprochnogo-nikelevogo-splava-marki-khn50vmtiyub-ep648/>
10. ГОСТ 9454-78 Метод испытания на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах [Электронный ресурс] URL: <https://docs.cntd.ru/document/1200005045>
11. Gibson I., Shi D. Material properties and fabrication parameters in selective laser sintering process // Rapid Prototyping J. 1997. V. 3. № 4. P. 129.
12. ГОСТ 9450-76 Измерение микротвердости вдавливанием алмазных наконечников [Электронный ресурс] URL: <https://docs.cntd.ru/document/1200012869>
13. Сухов Д.И., Мазалов П.Б., Неруш С.В., Ходырев Н.А. Влияние параметров селективного лазерного сплавления на образование пористости в синтезированном материале коррозионностойкой стали // Труды ВИАМ. 2017. № 8 (56). С. 4.
<https://doi.org/10.18577/2307-6046-2017-0-8-4-4>
14. Shifeng W. et al. Effect of molten pool boundaries on the mechanical properties of selective laser melting parts // J. of Materials Processing Technology. 2014. № 214. P. 2660.

15. *Финогеев Д.Ю., Решетникова О.П., Викулова М.А., Пичхидзе С.Я.* Исследование фазового состояния жаропрочного сплава ЭП648, полученного методом селективного лазерного сплавления // “Молодежь и XXI век-2022” Материалы XII Международной молодежной научной конференции в 4 т., Курск, 17–18 февраля 2022 года. Курск: Юго-Западный государственный университет, 2022. С. 205.
16. *Финогеев Д.Ю., Войко А.В., Решетникова О.П., Костин К.Б., Пичхидзе С.Я.* Влияние процессов селективного лазерного плавления на структуру жаропрочного сплава ЭП648 // Перспективы развития технологий обработки и оборудования в машиностроении: Сборник научных статей 7-й Всероссийской научно-технической конференции с международным участием, Курск, 10–11 февраля 2020 года. Курск: Юго-Западный государственный университет, 2022. С. 203.
17. *Каблов Е.Н., Евгенов А.Г., Оспенникова О.Г. и др.* Металлопорошковые композиции жаропрочного сплава ЭП648 производства ФГУП “ВИАМ” ГНЦ РФ в технологиях селективного лазерного сплавления, лазерной газопорошковой наплавки и высокоточного литья полимеров, наполненных металлическими порошками // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2016. № 9 (678). С. 62.
18. ГОСТ 9454-78 Метод испытания на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах [Электронный ресурс] URL: <https://docs.cntd.ru/document/1200005045>
19. *Зубченко А.С., Каширский Ю.В., Дегтярев А.Ф.* Марочник сталей и сплавов. М.: Научно-техническое издательство “Машиностроение”, 2015.

**НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 54.03;54.05

**ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ФЕРМЕНТАТИВНОГО ГИДРОЛИЗА КРАХМАЛА
С ПОМОЩЬЮ ВОЛНОВЫХ РЕЗОНАНСНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЙ**

© 2023 г. С. Р. Ганиев¹, В. П. Касилов¹, О. Н. Кислогубова^{1,*},
О. А. Бутикова¹, Н. Е. Кочкина^{1,2}

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

²Институт химии растворов им. Г.А. Крестова РАН, Иваново, Россия

*e-mail: kobjakovinka@mail.ru

Поступила в редакцию 04.08.2022 г.

После доработки 10.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

В настоящей статье впервые показана возможность интенсификации с помощью волновых резонансных воздействий процесса ферментативного гидролиза кукурузного и картофельного крахмала под действием β -амилазы. Установлено, что концентрация образуемых в результате ферментации кукурузного крахмала сахаристых веществ, через 2 часа проведения процесса при наложении волновых резонансных воздействий в 3.5 раза выше, чем при традиционным режиме перемешивания. Также, волновые воздействия повышают выход сахаров при ферментативной обработке картофельного крахмала. Полученные результаты являются основой для создания высокоэффективных ресурсосберегающих волновых технологий получения сахаристых веществ и пористых крахмалов методом ферментативного гидролиза.

Ключевые слова: волновые воздействия, кукурузный и картофельный крахмалы, β -амилаза, ферментативный гидролиз

DOI: 10.31857/S0235711923010054, **EDN:** ASPWIU

Процесс гидролиза крахмала широко используется при производстве различных сахаристых продуктов (кристаллической глюкозы, фруктозы, патоки, глюкозо-фруктозных сиропов, мальтодекстринов и др.) для пищевой и медицинской промышленности [1]. Традиционно в промышленности используют кислотный [2], ферментативный [3–5], либо комбинированный способы гидролиза биополимера. Кислотный гидролиз крахмала (преимущественно серной кислотой) является простым и недорогим способом получения сахаристых веществ. Однако низкий выход продуктов реакции и необходимость их последующей очистки, а также повышенная температура процесса ограничивают применение этого метода в технологии переработки крахмалсодержащего сырья [6].

Наиболее перспективным способом осахаривания биополимера является ферментативный гидролиз. Несмотря на высокую стоимость биокатализаторов, процесс ферментации крахмала широко используется в технологии получения сахаристых продуктов пищевого назначения, а также, биоэтанола [7]. Преимущество такого способа заключается в высокой избирательности действия амилалитических ферментов по отношению к α -1,4- и α -1,6-глюкозидным связям в макромолекуле крахмала. Это дает возможность путем подбора условий проведения гидролиза биополимера (типа фер-

ментного препарата и температурно-временных параметров обработки) контролировать углеводный состав получаемых сахаристых веществ.

Традиционная технология ферментативного гидролиза крахмала заключается в обработке концентрированной суспензии биополимера (10–40 мас.%) раствором амилолитического ферментного препарата при постоянном перемешивании в течение длительного промежутка времени (48–72 ч) при повышенной температуре (50–90°C) [8–10]. Это требует больших энергозатрат, сократить которые можно путем использования различных интенсифицирующих механических воздействий. Однако, число работ, посвященных усовершенствованию технологии ферментативного осахаривания крахмальных полисахаридов крайне ограничено.

Например, авторами работ [11, 12] показана возможность интенсификации ферментативного гидролиза крахмала с помощью ультразвуковой обработки (УЗ). В то же время, наряду с ускорением биоконверсии крахмальных полисахаридов использование УЗ может приводить к снижению каталитической активности ферментного препарата [13–16], что в итоге замедляет процесс накопления сахаристых веществ. Кроме того, существует необходимость подбора оптимальных параметров УЗ-воздействий на гидролиз крахмала в зависимости от типа используемого ферментного препарата.

Известны также работы посвященные исследованию влияния микроволнового излучения на процесс ферментативного гидролиза крахмала [17, 18]. Установлено, что применение микроволн ограничено низкими концентрациями биополимера и возможной дезактивацией биокатализатора.

Одним из перспективных путей интенсификации химических процессов при помощи специальным образом сформированных механических воздействий является применение волновых технологий, разработанных на основе методов нелинейной волновой механики в ИМАШ РАН. В частности, на основе использования волновой турбулизации компонентов реакции в воздушной среде разработаны новые оригинальные технологии получения модифицированных крахмалов по наиболее перспективному – “сухому” методу проведения процесса [19]. Работоспособность и высокая эффективность новых волновых технологий получили экспериментальное подтверждение в результате серии экспериментов по получению карбоксиметилированных и катионированных крахмалов с различной степенью замещения [20, 21].

Целью настоящей статьи являлась оценка влияния волновых резонансных воздействий на процесс ферментативного гидролиза разных видов крахмалов биопрепаратами амилолитического действия. Изучена кинетика накопления растворимых сахаров, образуемых в данном процессе, интенсифицированном волновым способом.

Экспериментальная часть. В исследовании были использованы картофельный (ГОСТ Р53876-2010) и кукурузный (ГОСТ 32159-2013) крахмалы. В качестве амилолитического ферментного препарата для биоконверсии крахмальных полисахаридов применяли зерновую β -амилазу (Optimal BBA, Genencor, USA).

Ферментативный гидролиз крахмала выполняли следующим образом. На первом этапе готовили разбавленный раствор (0.5:100) β -амилазы. Для этого в колбе на 500 мл смешивали 2.5 мл исходного промышленного концентрата и 497.5 мл дистиллированной воды. Следующим этапом было приготовление суспензии крахмала с концентрацией 15 мас.%, которую получали путем смешения навески биополимера с предварительно нагретым до 40°C разбавленным раствором ферментного препарата. Полученную крахмальную суспензию загружали в волновой аппарат оригинальной конструкции (разработка НЦ НВМТ РАН), схема которого представлена на рис. 1.

В рабочей камере аппарата при помощи резонансного электромеханического привода формируются необходимые режимы волнового воздействия. Обработку проводили в течение 120 минут при частоте 53.6 Гц без дополнительного подогрева системы. Для оценки эффективности протекания процесса гидролиза через заданные промежутки времени (10, 20, 30, 45, 60, 90 и 120 минут) отбирали 10 мл суспензии крахмала и

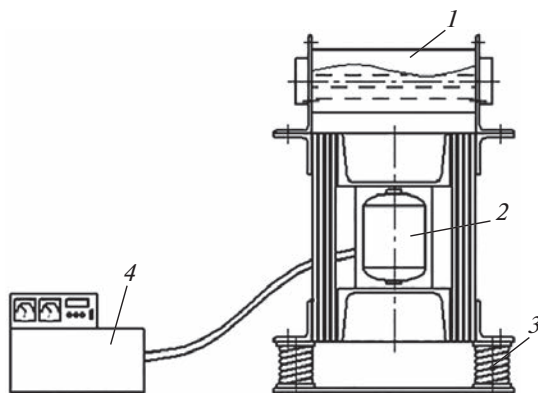


Рис. 1. Схема волнового аппарата оригинальной конструкции, разработанной в НЦ НВМТ РАН. 1 – рабочая камера; 2 – резонансный волновой привод; 3 – виброизолирующие опоры; 4 – узел питания и управления.

центрифугировали в течение 10 мин при 10000 об/мин. В центрифугате определяли содержание растворимых сахаров по реакции с 3.5-динитросалициловой кислотой [22]. Образующийся при отборе проб недостаток объема реакционной среды компенсировали добавлением равного количества раствора ферментного препарата соответствующей концентрации.

Осадок, полученный после центрифугирования, тщательно промывали дистиллированной водой для удаления остатков фермента и высушивали на воздухе.

Морфологию гранул образцов нативного и модифицированных крахмалов, полученных после ферментативного гидролиза, оценивали по фотографиям, полученным с помощью сканирующего электронного микроскопа (СЭМ) QuattroS (ThermoFisher-Scientific, Чехия).

В качестве сравнения проведен ферментативный гидролиз крахмальной суспензии на лабораторном встряхивателе MLW THYS 2 (Германия) в термостатируемых условиях при постоянном перемешивании и нагреве до 40°C.

Обсуждение результатов. На рис. 2 представлены временные зависимости концентрации сахаристых веществ, образуемых в водных дисперсиях образцов кукурузного (рис. 2а) и картофельного крахмала в результате их ферментативного гидролиза (рис. 2б) с использованием различных способов перемешивания.

Как видно, в ходе ферментации кукурузного крахмала (рис. 2а) волновые резонансные воздействия оказывают интенсифицирующее влияние уже на первом этапе гидролиза (кривая 2). В течение первых десяти минут обработки наблюдается возрастание концентрации сахаров в растворе в 4.7 раза по сравнению с традиционным режимом перемешивания (кривая 1). Увеличение продолжительности ферментативной обработки до 120 мин сопровождается дальнейшим накоплением растворимых сахаров в системах. В итоге, количество сахаристых веществ в дисперсии крахмала, обрабатываемой при наложении волновых резонансных воздействий, составляет 2.55 мг/мл, а при традиционном способе перемешивания 0.72 мг/мл.

Очевидно, интенсивное механическое перемешивание суспензии кукурузного крахмала при наложении волновых резонансных воздействий способствует увеличению частоты взаимодействий между его гранулами и ферментом. Это приводит к

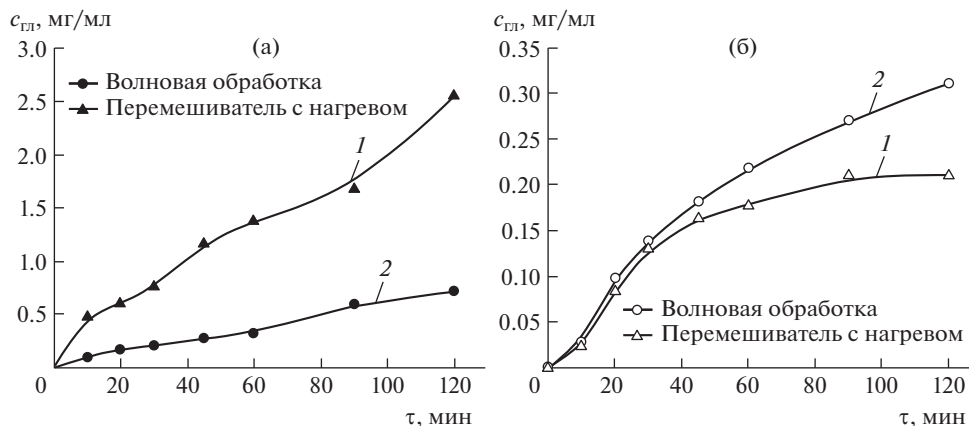


Рис. 2. Временные зависимости концентрации сахаристых веществ, образуемых в водных дисперсиях образцов кукурузного (а) и картофельного (б) крахмала в результате их ферментативного гидролиза при традиционном способе перемешивания (кривые 1) и с использованием волновых резонансных воздействий (кривые 2).

ускорению протекания реакции ферментативного гидролиза биополимера и повышению концентрации растворимых сахаров.

Известно [23, 24], что продуктом ферментативного гидролиза крахмала под действием амилалитических ферментов, помимо водорастворимых сахаров, является пористый крахмал. Данный вид модифицированных крахмалов находит применение в качестве природного адсорбента, носителя красителей, ароматизаторов, лекарственных препаратов и т.п. В настоящем исследовании формирование пор на поверхности гранул кукурузного крахмала при его ферментации зерновой β -амилазой подтверждено фотографиями (рис. 3), полученными методом СЭМ. Как видно, образец исходного кукурузного крахмала характеризуется отсутствием пор на поверхности его гранул (рис. 3а), в то время как на зернах биополимера, подвергнутого ферментативному гидролизу отчетливо видны поры (рис. 3а, б) диаметром 0.5–1.0 мкм.

Размер поровых пространств не зависит от вида используемого механического воздействия, а определяется, по-видимому, специфичностью действия, которую проявляет β -амилаза по отношению к субстрату (кукурузному крахмалу) [9].

Результаты исследования влияния волновых резонансных воздействий на процесс ферментативного гидролиза картофельного крахмала представлены на рис. 2б. Прежде всего, необходимо отметить, что при ферментации данного вида крахмала по традиционному способу содержание сахаристых веществ через 120 мин в 3.4 раза ниже соответствующей величины, полученной для кукурузного крахмала. Полученные результаты согласуются с данными, представленными авторами [25], где показано, что картофельный крахмал менее подвержен ферментативному гидролизу, чем кукурузный. Между тем, использование волновых резонансных воздействий в ходе осахаривания картофельного крахмала способствует ускорению процесса спустя 40 мин после его начала. При этом в результате интенсифицирующего влияния волновой обработки на ферментативный гидролиз картофельного крахмала наблюдается увеличение количества растворимых сахаров на 11% в сравнении с ферментативным гидролизом по

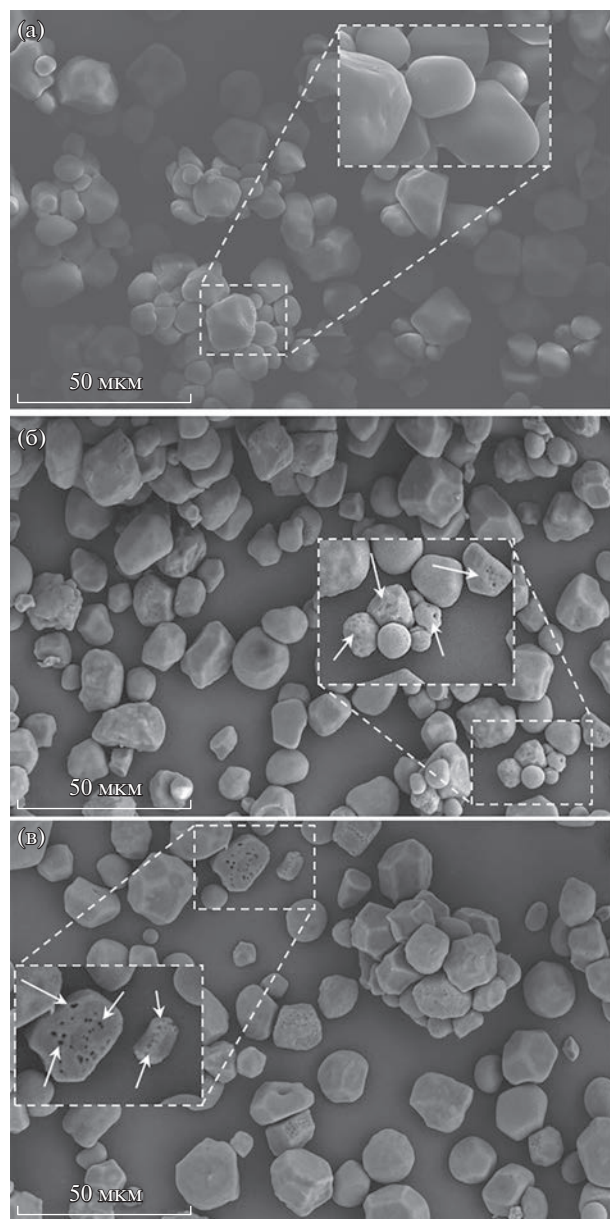


Рис. 3. Сканирующая электронная микроскопия образцов исходного кукурузного крахмала (а) и после ферментативного гидролиза β -амилазой традиционным способом перемешивания на лабораторном встряхивателе (б) и с использованием волновых резонансных воздействий (в).

традиционному режиму. Через 120 мин разница в содержании сахаров увеличивается до 33%.

Таким образом, в статье впервые показана возможность применения волновых резонансных воздействий для интенсификации процесса ферментативного гидролиза

кукурузного и картофельного крахмалов. Это, в перспективе, позволит сократить продолжительность данной технологической операции и усовершенствовать соответствующие способы получения сахаристых веществ и пористых крахмалов.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Amaraweera S.M., Gunathilake C., Gunawardene O.H.P., Fernando N.M.L., Wanninayaka D.B., Dassanayake R.S., Rajapaksha S.M., Manamperi A., Fernando C.A.N., Kulatunga A.K., Manipura A.* Development of starch-based materials using current modification techniques and their applications: A Review // *Molecules*. 2021. V. 26. P. 6880.
2. *Wang S., Copeland L.* Effect of acid hydrolysis on starch structure and functionality: A Review // *Critical Reviews in Food Science and Nutrition*. 2015. V. 5. P. 1081.
3. *Punia S., Sandhu K.S., Dhull S.B., Kaur M.* Dynamic, shear and pasting behaviour of native and octenyl succinic anhydride (OSA) modified wheat starch and their utilization in preparation of edible films International // *J. of Biological Macromolecules*. 2019. V. 133. P. 110.
4. *Park S., Kim Y.* Clean label starch: production, physico-chemical characteristics, and industrial applications // *Food Science and Biotechnology*. 2021. V. 30. № 1. P. 1.
5. *Miao Z., Zhang Y., Lua P.* Novel active starch films incorporating tea polyphenols-loaded porous starch as food packaging materials // *Int. J. of Biological Macromolecules*. 2021. V. 192. P. 1123.
6. *Azmi A.S., Malek M.I.A., Puad N.I.M.* A review on acid and enzymatic hydrolyses of sago starch // *Int. Food Research J.* 2017. V. 24 (Suppl). P. 265.
7. *Favaro L., Viktor M.J., Rose S.H., Viljoen-Bloom M., Zyl W.H., Basaglia M., Cagnin L., Casella S.* Consolidated bioprocessing of starchy substrates into ethanol by industrial *Saccharomyces cerevisiae* strains secreting fungal amylases // *Biotechnology and Bioengineering*. 2015. V. 112. P. 1751.
8. *Sánchez O.J., Cardona C.A.* Trends in biotechnological production of fuel ethanol from different feedstocks // *Bioresource Technolgy*. 2008. V. 99. P. 5270.
9. *Грачева И.М.* Технология ферментных препаратов М.: Агропромиздат, 1987. 335 с.
10. *Sun H., Zhao P., Ge X., Xia Y., Hao Z., Liu J., Peng M.* Recent advances in microbial raw starch degrading enzymes // *Applied Biochemistry and Biotechnology*. 2010. V. 60. P. 988.
11. *Wang D., Ma X., Yan L., Chantapakul T., Wanga W., Dinga T., Yea X., Liu D.* Ultrasound assisted enzymatic hydrolysis of starch catalyzed by glucoamylase: Investigation on starch properties and degradation kinetics // *Carbohydrate Polymers*. 2017. V. 175. P. 47.
12. *Gaquere-Parker A., Taylor T., Hutson R., Rizzo A., Folds A., Crittenden S., Zahoor N., Hussein B., Arruda A.* Low frequency ultrasonic-assisted hydrolysis of starch in the presence of α -amylase // *Ultrasonics – Sonochemistry*. 2018. V. 41. P. 404.
13. *Delgado-Povedano M.M., Luque de Castro M.D.* A review on enzyme and ultrasound: a controversial but fruitful relationship // *Analytica Chimica Acta*. 2015. V. 889. P. 1.
14. *Islam M.N., Zhang M., Adhikari B.* The inactivation of enzymes by ultrasound – a review of potential mechanisms // *Food Reviews Int.* 2014. V. 30. P. 1.
15. *Huang G., Chen S., Dai C., Sun L., Sun W., Tang Y., Xiong F., He R., Ma H.* Effects of ultrasound on microbial growth and enzyme activity // *Ultrasonics Sonochemistry*. 2017. V. 37. P. 144.
16. *Oliveira H.M., Pinheiro A.Q., Fonseca A.J.M., Cabrita A.R.J., Maia M.R.G.* The intensification of amyloglucosidase-based saccharification by ultrasound // *Ultrasonics – Sonochemistry*. 2018. V. 49. P. 128.
17. *Das A., Banik B.K.* Chapter 7 – Microwave-assisted enzymatic reactions // In Book: *Microwaves in Chemistry Applications*. 2021. P. 245.
18. *Osowiec A., Marciniak M., Lukasiewicz M.* Microwave-assisted enzymatic hydrolysis of starch // The 13th Int. Electronic Conf. on Synthetic Organic Chemistry session Symposium on Microwave Assisted Synthesis. 2009.
19. *Ганиев Р.Ф., Ганиев С.Р., Касилов В.П., Кислогубова О.Н., Коптелова Е.К., Кузьмина Л.Г., Курмиев Д.В., Лукин Н.Д., Маслов П. М., Украинский Л.Е., Юдкин В.Ф.* Волновой способ получения карбоксиметилированного крахмала. РФ Патент 2702592 С1, 2019.

20. Коптелова Е.К., Никитина М.Ф., Кузина Л.Б., Касилов В.П., Кислогубова О.Н. Изменение физико-химических и реологических свойств кукурузного крахмала в процессе катионирования с применением метода нелинейного волнового диспергирования // Достижения науки и техники АПК. 2019. Т. 33. № 8. С. 79.
21. Ганиев С.Р., Кузьмина Н.Д., Лукин Н.Д., Касилов В.П., Кислогубова О.Н., Курменев Д.В., Маслов П.М. Применение волновых технологий для получения модифицированных крахмалов КМК // Справочник. Инженерный журнал. 2019. № 11. С. 24.
22. ГОСТ 31662-2012. Препараты ферментные. Методы определения ферментативной активности целлюлазы от 20.06.2012.
23. Dura A., Błaszczak W., Rosell C.M. Functionality of porous starch obtained by amylase or amyloglucosidase treatments // Carbohydrate Polymers. 2014. V. 101. P. 837.
24. Han X., Wen H., Luo Y., Yang J., Xiao W., Ji X., Xie J. Effects of α -amylase and glucoamylase on the characterization and function of maize porous starches // Food Hydrocolloids. 2021. V. 116. P. 106661.
25. Gonzalez A., Wang Y.J. Surface removal enhances the formation of a porous structure in potato starch // Starch – Stärke. 2021. 2000261.

**НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 520.186

**КОМБИНАЦИЯ СДВИГОВОЙ И РОТАЦИОННОЙ ДЕФОРМАЦИЙ –
ЭФФЕКТИВНЫЙ ПРОЦЕСС ПОЛУЧЕНИЯ УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТЫХ
ПОЛУФАБРИКАТОВ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ**

© 2023 г. Ф. З. Утяшев¹, Р. Ю. Сухоруков^{2,**},
А. К. Галимов³, Л. В. Гаврилина^{2,*}

¹Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия

²Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

³Уфимский государственный авиационный технический университет, Уфа, Россия

*e-mail: griboedova04@mail.ru

**e-mail: labutps@yandex.ru

Поступила в редакцию 29.07.2022 г.

После доработки 11.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

При изготовлении дисков газотурбинных двигателей из жаропрочных суперсплавов на основе никеля, железа и титана используют сверхпластическую деформацию ультрамелкозернистых полуфабрикатов. Эта технология основана на “гаторайзинг-процессе”, которую реализуют, используя мощные горизонтальные гидропресса для изготовления ультрамелкозернистых прутков и вакуумно-штамповочные комплексы для изготовления из прутков дисков в безокислительной атмосфере. В настоящей статье рассматриваются теоретические и практические предпосылки разработки эффективного деформационного процесса получения ультрамелкозернистой структуры в жаропрочных сплавах. Показаны технологические преимущества использования комбинированных методов, сочетающие сдвиговую и ротационную компоненты деформации для формирования ультрамелкозернистой структуры в крупногабаритных заготовках. На примере осадки (или растяжения) с кручением определено напряженно-деформированное состояние материала и энергосиловые параметры деформирования, а также конструктивно-технологические особенности оснастки, обеспечивающие измельчение структуры в прутках и дисках.

Ключевые слова: немонотонное деформирование, сверхпластичность, осадка или растяжение с кручением, тензор скорости деформации, сдвиговая и ротационная составляющие деформации, напряжение трения, осевая сила

DOI: 10.31857/S0235711923010133, EDN: ASRWIS

В “гаторайзинг-процессе” для получения сверхпластичных ультрамелкозернистых (УМЗ) полуфабрикатов слитки или порошковые заготовки подвергают горячему прессованию с большими степенями деформации [1]. В России был разработан менее дорогостоящий метод изготовления таких изделий, названный деформационно-термической обработкой (ДТО) [2]. Этот метод включает осадку цилиндрической заготовки в режиме сверхпластичности с целью получения УМЗ-шайбы диаметром 450–550 мм, из которой затем в состоянии сверхпластичности раскатывали диск газотурбинного двигателя (ГТД) диаметром 600–800 мм. При изготовлении шайбы штамп нагревают на 100–150°C ниже температуры деформации. Исходную цилиндрическую заготовку для предотвращения охлаждения оборачивают коалиновым полотном и помещают в

теплоизолирующий контейнер из нержавеющей стали. Штамповку заготовки выполняют за несколько переходов с промежуточными рекристаллизационными отжигами. Большое количество операций и невысокий коэффициент использования металла из-за образования поверхностных трещин, а также ограниченная стойкость изотермического штампа, выполненного из жаропрочного сплава ЖС6У, стали причиной поиска новых технических решений, позволяющих повысить эффективность метода ДТО [3–6].

Для получения УМЗ-структуры (вплоть до нанометрических размеров зерен) в металлах и сплавах применяют методы интенсивной пластической деформации (ИПД), позволяющие накапливать чрезвычайно большие деформации в заготовках. Исследования последних лет [7, 8] показали, что для измельчения структуры при ИПД важное значение имеет немонокотное деформирование, при котором активно изменяют ориентацию осей тензора деформации. Максимальные размеры заготовок с УМЗ-структурой субмикроструктурного диапазона на примере титанового сплава ВТ6, полученные таким методом ИПД как всесторонняя ковка не превышают 150–200 мм. При этом потребовались десятки переходов и промежуточные подогревы сплава. Очевидно, что с увеличением размеров заготовок, из которых можно изготавливать диски, валы и кольца ГТД больших диаметров, потребуется увеличение числа переходов и автоматизация процесса всестороннейковки [9].

В то же время известен менее трудоемкий и автоматизируемый метод ИПД – кручение под давлением (КД). Этот метод позволяет измельчать структуру во многих материалах, включая высокопрочные и труднодеформируемые жаропрочные сплавы. Измельчение зерен происходит вследствие относительно небольшой величины осадки диска и существенно большей ротационной деформации. Аналогичную комбинированную деформацию используют и для изготовления осесимметричных деталей посредством штамповки с кручением, но в этом случае заготовку подвергают в большей мере осадке, чем пластическому кручению. Технологически важным результатом при этом является снижение осевой силы деформации, что необходимо для повышения стойкости инструмента при изотермической деформации жаропрочных сплавов [4, 10].

Целью настоящей статьи является изучение условий осуществления комбинированной деформации кручения с осевой деформацией осадкой или растяжением, обеспечивающих подготовку УМЗ-структуры в жаропрочных сплавах. Основное внимание при этом уделено определению рациональных вкладов осевой и ротационной составляющих, а также расчету энергосиловых параметров, обеспечивающих формирование УМЗ-структуры в жаропрочных сплавах за одну операцию. Результаты исследований необходимы при разработке эффективных новых технологий и оборудования для изготовления УМЗ-полуфабрикатов в виде диска или прутка больших размеров, которые целесообразно использовать в технологиях формообразования различных изделий в условиях сверхпластичности.

Условия измельчения зерен в жаропрочных сплавах в процессе горячей деформации. Исследования деформационного измельчения зерен были выполнены в отношении широкой гаммы никелевых и титановых жаропрочных сплавов, отличающихся химическим, фазовым, зерненным строением. Для сплавов, полученных различными методами (горячедеформированные и порошковые) установлено, что наиболее оптимальной УМЗ-структурой для последующей сверхпластической деформации является микродуплексная структура для сплавов на основе никеля и глобулярная структура для сплавов на основе титана. В сплавах на никелевой основе такая структура формируется, при содержании в них интерметаллидной γ' -фазы свыше 30–35%. Такие сплавы сначала предварительно подвергают гетерогенизирующей термообработке, а затем деформируют методом дробной осадки с суммарной степенью 70–80% в температурно-скоростных условиях сверхпластичности в ($\gamma + \gamma'$)-области. В результате зерна γ' -матрицы приобретают размеры 2–5 мкм, а частицы γ' -фазы укрупняются до размера 1–3 мкм. Внутрифазные γ/γ' границы при этом приобретают большеугольные разориентировки,

а межфазные γ/γ' — некогерентность. В титановых сплавах измельчение α и β зерен до размера 2–3 мкм достигается при таких же степенях деформации, как и для никелевых сплавов после деформации в режиме сверхпластичности в $(\gamma + \gamma')$ -области [11–13].

Особенности измельчения зерен в жаропрочных сплавах в температурно-скоростном режиме сверхпластической деформации. Для прохождения динамической рекристаллизации структуры в условиях горячей изотермической деформации необходимо, чтобы во всем объеме заготовки была накоплена достаточно большая степень деформации (0.7–0.8), требуемая для возникновения большого количества центров рекристаллизации и одновременной тотальной миграции их границ. Такая степень деформации в диски обеспечивается, если для осадки используется цилиндрическая заготовка с отношением высоты к диаметру < 2 . Вследствие относительно невысокой температуры прохождения динамической рекристаллизации в режиме сверхпластической деформации, заготовки из жаропрочных титановых сплавов, (например, BT9, BT25) деформируют в изотермическом штампе, нагретом на 20–40 градусов ниже температуры полиморфного превращения, при этом для обеспечения удовлетворительной стойкости штампа его нагревают не выше 950°C. Динамическая рекристаллизация в современных жаропрочных никелевых сплавах (ЖНС) происходит при более высоких температурах деформации, более 1000°C. Для предотвращения охлаждения заготовки при осадке в открытом штампе, бойки которого нагреты до 950°C, ее оборачивают каолиновым полотном и помещают в теплоизолирующий контейнер из нержавеющей стали. Осадку осуществляют с конечной степенью 70–80% дробно за 2–3 перехода. Между переходами заготовку подвергают длительным рекристаллизационным отжигам. Нередко такая технология приводит к подстуживанию сплава и к образованию поверхностных трещин, которые приходится удалять механической обработкой. В целом процесс осадки заготовок из ЖНС в открытом штампе отличается большой трудоемкостью и низким коэффициентом использования материала КИМ 50–60% [14, 15].

Негативные особенности подготовки УМЗ-структуры в ЖНС полностью устраняются, если процесс осадки заготовки выполнять одновременно с ее кручением. В таком комбинированном процессе необходимая для прохождения динамической рекристаллизации степень деформации накапливается за счет вклада сдвиговой компоненты, создаваемой при осадке, и ротационной компоненты, вследствие пластического кручения заготовки. Технологически целесообразно уменьшить вклад сдвиговой составляющей и увеличить вклад ротационной составляющей деформации. Это позволяет уменьшить исходную высоту заготовки и штампа, обеспечить однородность температурного поля в его закрытой полости и соответственно в объеме заготовки. В таком случае можно деформировать заготовку без применения теплозащитного контейнера и осуществлять процесс за одну операцию. Существенное значение при этом имеет рациональное распределение вкладов между осевой и ротационной компонентами деформаций.

Методика расчета степени деформации при изотермической комбинированной деформации заготовки. Процесс комбинированной деформации в случае кручения и осевой деформации можно реализовать в двух вариантах: как кручение с осадкой и как кручение с растяжением. Отличие между этими схемами деформации заключается в направлении осевой силы, приводящей в случае осадки к получению диска, а в случае растяжения — прутка. В том и другом случаях заготовку необходимо подвергать большой деформации. Для анализа деформированного состояния при большой деформации используют так называемые тензоры конечной деформации. Такие тензоры являются нелинейными, поскольку их компоненты включают не только первые производные, но и их произведения, что существенно осложняет анализ деформированного состояния. Задача упрощается, если деформированное состояние оценить не по указанному тензору, а по скалярной величине — степени накопленной деформации. При этом использовать не тензор конечной деформации, а его производную по време-

ни, т.е. тензор скорости деформации [14]. В этом случае по второму инварианту тензора скорости деформации можно определить интенсивность скорости деформации, построить траекторию деформации, характеризующую накопленную степень деформации и по ней рационально задать вклады сдвиговой и ротационной компонент.

Тензор конечной деформации, со смешанными компонентами скорости деформации для осадки с кручением имеет вид [14–16]

$$\xi_j^i = \begin{pmatrix} -v/2L & 0 & 0 \\ 0 & -v/2L & r\omega/2L \\ 0 & r\omega/2L & v/L \end{pmatrix}, \quad (1)$$

где $v = dL/dt$, $\omega = d\varphi/dt$. Интенсивность скорости деформации ξ_e определяется, как абсолютная величина корня квадратного из второго инварианта девиатора скорости деформации (вследствие несжимаемости девиатор совпадает с тензором скорости деформации). Окончательный вид интенсивности скорости деформации имеет вид

$$\xi_e = \sqrt{\frac{2}{3} \xi_j^i \xi_j^i} = \frac{1}{L\sqrt{3}} \sqrt{3v^2 + r^2\omega^2}. \quad (2)$$

К такой же формуле можно прийти, используя тензор скорости деформаций, применяемый для описания кинематики малых деформаций. Степень накопленной деформации определим путем интегрирования интенсивности скорости деформации по времени

$$\varepsilon = \int_0^t \xi_e dt, \quad (3)$$

где $e = vt/L_0$. Параметр e — это относительная деформация от действия осевой силы.

После подстановки (1) в (2) и интегрирования при условии, что $v = \text{const}$, $\omega = \text{const}$, получим

$$\varepsilon = 2\sqrt{1 + \frac{\theta^2}{3}} - 2\sqrt{1 + \frac{\theta^2}{3(1 + \varepsilon_a)}} + \ln(1 + \varepsilon_a) + \ln \frac{1 + \frac{\theta^2}{6(1 + \varepsilon_a)} + \sqrt{1 + \frac{\theta^2}{3(1 + \varepsilon_a)}}}{1 + \frac{\theta^2}{6} + \sqrt{1 + \frac{\theta^2}{3}}}, \quad (4)$$

где $\theta = r_0\omega/v$. Параметр θ равен отношению окружной скорости к линейной для внешних точек образца при $t = 0$. Этот параметр характеризует относительную роль кручения при сжатии (или растяжении). Иначе говоря, он учитывает относительный вклад ротационной (поворотной) составляющей деформации; $\theta = 0$ соответствует простому сжатию, или растяжению, а $v = 0$ — простому кручению. Это выражение в качестве частных случаев содержит в себе при $\omega = 0$ чистое растяжение: $e = \ln(L/L_0)$, а при $e = 0$ — чистое кручение: $\varepsilon = r_0\omega/L\sqrt{3}$.

Для оценки вкладов удобно рассмотреть диаграмму деформирования. Для этого введем плоскую систему координат: с абсциссой e_1 , показывающую степень осевой деформации, с ординатой e_2 — показывающей степень ротационной деформации. Принимая во внимание, что линейная скорость движения активного инструмента $v = dL/dt$, а угловая скорость вращения $\omega = d\varphi/dt$, получим $(de)^2 = (de_1)^2 + (de_2)^2$, где $de_1 = d(L/L_0)$, $de_2 = r d\varphi/L\sqrt{3}$. Далее введем вектор деформации $\mathbf{e} = e_1\mathbf{i} + e_2\mathbf{j}$, где $e_1 = \ln(L/L_0)$, $e_2 = \int r/L\sqrt{3} d\varphi$. Кривая перемещения конца вектора $\mathbf{e}$ в плоскости (e_1, e_2) определит траекторию деформации. На рис. 1 приведены варианты траекторий, полученные при различных соотношениях $e_2/e_1 = k$.

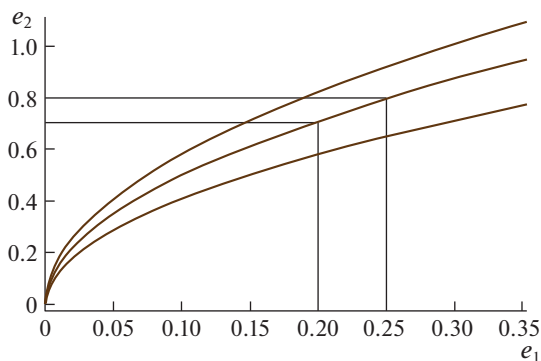


Рис. 1. Траектория деформации при кручении с осадкой или с растяжением при $k = 1$ (верхняя), $k = 2$ (средняя), $k = 3$ (нижняя).

Видно, что при $k = 2$ даже после небольшой деформации $e_1 = 0.2–0.25$ ротационная составляющая достигает значения $0.65–0.8$. В изотермических условиях деформирования в режиме сверхпластичности, как показали многие исследования, такая степень деформации достаточна для измельчения зерен в результате прохождения динамической рекристаллизации [4–6]. При такой степени деформации возникает множество границ деформационного происхождения (ГДП) с большой кривизной и, соответственно, множество центров рекристаллизации, требуемых для формирования однородной УМЗ-структуры [16, 17].

Расчет энергосиловых параметров осадки с кручением. Приведем аналитическое решение задачи по оценке необходимой осевой силы, момента кручения и мощности при комбинированной деформации. Используем для этого подходы и методику, разработанные в публикациях [14–16].

Пусть сплошной круговой цилиндр с исходным диаметром D_0 и высотой $2h_0$ подвергается осадке плоскими бойками вдоль оси z со скоростью перемещения верхнего торца v и с угловой скоростью вращения бойка ω . Введем следующие обозначения: $r_0 = D_0/2$; t – время; $a = \omega/\omega_t$ – параметр проскальзывания (ω_t – угловая скорость вращения торца заготовки). Отметим, что $0 < a < 1$; $h = h_0 - vt$ – текущая высота заготовки; $e = vt/h_0$ – относительная осевая деформация, примем во внимание, что степень деформации при осадке ограничена неравенством $e \geq 0.2–0.3$; $\theta = r_0\omega/v$ – относительная скорость вращения бойка; $\Gamma^2 = 1 + 4(1 - \varepsilon)^2(1 - a)^2\theta^2/w^2$, $w = r_0/h_0$, $\xi = \mu v/\tau_0 h_0$ – безразмерные параметры, вводимые для сокращения выкладок.

Реологическое поведение материала можно описать подходящей для деформации крупнозернистого сплава моделью линейного вязкопластического тела Шведова–Бингама в виде

$$\tau_s = \tau_0 + \mu H, \quad (5)$$

где τ_s – предел текучести на сдвиг; H – интенсивность скорости деформации сдвига; τ_0 и μ – постоянные материала.

Сделаем предположения, аналогичные приведенным в работе [6]: бочкообразование при осадке отсутствует, величина полного напряжения трения на контактной по-

верхности $\tau_f = \psi \tau_s$, где ψ – параметр трения. Поле скоростей, удовлетворяющее граничным условиям и условиям несжимаемости среды, примем в виде

$$u_r = -rv/2L, \quad u_\phi = \omega rz/L, \quad u_z = zv/L, \quad (6)$$

где u_r , u_ϕ , u_z – компоненты вектора скорости в цилиндрической системе координат r , ϕ , z .

По известным соотношениям находим интенсивность скоростей деформации сдвига

$$H = \frac{v}{h} \sqrt{3 + \frac{a^2 r^2 \omega^2}{v^2}}. \quad (7)$$

Для определения энергосиловых параметров используем метод верхней оценки. В качестве варьируемого параметра возьмем параметр проскальзывания “ α ”. В соответствии с этим методом определим кинематически возможное поле скоростей, которое обеспечит минимум полной мощности N

$$N = N_{\text{in}} + N_f, \quad (8)$$

где N_{in} и N_f – мощность внутренних сил трения и контактного трения соответственно.

Мощность внутренних сил определим из выражения

$$N_{\text{in}} = \iiint_V \sigma_e \xi_e dV = \iiint_V \tau_e H dV = \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^h dz \int_0^{r_k} (\tau_0 + \mu H) H r dr. \quad (9)$$

Здесь σ_e – интенсивность напряжений; ξ_e – интенсивность скорости деформации; τ_e – интенсивность напряжений сдвига; H – интенсивность скорости деформации сдвига $r_k = r_0/\sqrt{1-\varepsilon}$ – текущий радиус.

Интегрируя (8) с учетом $h = h_0 - vt = h_0(1 - \varepsilon)$ получим

$$N_{\text{in}} = \tau_0 \pi r_0^2 v \sqrt{3} \left\{ \frac{2}{\alpha^2 \theta^2} \left[\left(1 + \frac{\alpha^2 \theta^2}{3(1-\varepsilon)} \right)^{3/2} - 1 \right] + \frac{\zeta \sqrt{3}}{1-\varepsilon} \left[1 + \frac{\alpha^2 \theta^2}{6(1-\varepsilon)} \right] \right\}. \quad (10)$$

Здесь $\theta = r_0 \omega / v$ – относительная скорость вращения бойка; $\zeta = \mu v \tau_0 h_0$.

Мощность сил контактного трения найдем по формуле

$$N_{\text{fr}} = \iint_S \tau_{\text{fr}} u'_s ds, \quad (11)$$

где интегрирование ведется по контактной поверхности (круг радиуса r_k), а вектор u'_s – это относительная скорость движения точки торца заготовки относительно бойка, площадь s -торца

$$u'_s = \sqrt{(u'_r)^2 + (u'_\phi)^2} = \sqrt{(rv/2h)^2 + [(1-\alpha)\omega r]^2}. \quad (12)$$

Подставляя в (10) u'_s из (11) и $\tau_{\text{fr}} = \psi \tau_s$ получим

$$N_{\text{fr}} = \tau_0 \pi r_0^2 \frac{v \sqrt{3}}{1-\varepsilon} \Gamma \Psi \left[\frac{w}{3\sqrt{3}(1-\varepsilon)^{3/2}} + \frac{\zeta I}{1-\varepsilon} \right], \quad (13)$$

где $\Gamma = \sqrt{1 + 4(1 - \varepsilon)^2 (1 - \alpha)^2 \theta^2 / w^2}$; $w = r_0 / h_0 = D_0 / 2h_0$; I – следующий табличный интеграл

$$I = \frac{1}{r_0^2 h_0} \int_0^{\frac{f_0}{\sqrt{1-\varepsilon}}} \sqrt{1 + \frac{\alpha^2 \omega^2 r^2}{3v^2}} r^2 dr. \quad (14)$$

Вычисляя стандартным способом интеграл в правой части (13), получим

$$I = \frac{w}{8} \left(\frac{3}{\alpha^2 \theta^2} \right)^{3/2} \left\{ \left[1 + \frac{2\alpha^2 \theta^2}{3(1-\varepsilon)} \right] \frac{\alpha \theta}{\sqrt{3}\sqrt{1-\varepsilon}} \times \right. \\ \left. \times \sqrt{1 + \frac{\alpha^2 \theta^2}{3(1-\varepsilon)}} - \frac{1}{2} \ln \left| 1 + \frac{2\alpha^2 \theta^2}{3(1-\varepsilon)} + \frac{2\alpha \theta}{\sqrt{3}\sqrt{1-\varepsilon}} \sqrt{1 + \frac{\alpha^2 \theta^2}{3(1-\varepsilon)}} \right| \right\}. \quad (15)$$

Параметр “ α ” можно получить из условия минимума полной мощности. Однако применение стандартного условия dN/dt приводит к весьма громоздкому трансцендентному уравнению. Поэтому этот параметр целесообразно определить численным методом путем минимизации выражения для полной мощности

$$N = N_{\text{in}} + N_{\text{fr}} \rightarrow \min. \quad (16)$$

Величина крутящего момента, передаваемого заготовке тангенциальными напряжениями трения будет равна

$$\vec{M} = \iint_S \vec{\tau}_{\text{fr}} \times \vec{r} dS. \quad (17)$$

Интегрируя (13) с учетом того, что вектор полного напряжения трения противоположен вектору относительной скорости движения частиц торца по бойку, получим

$$M = 2\pi r_0^2 h_0 \tau_0 \sqrt{3} \psi \frac{\sqrt{\Gamma^2 - 1}}{\Gamma} \left\{ \frac{w}{3\sqrt{3}(1-\varepsilon)^{3/2}} + \frac{\zeta I}{1-\varepsilon} \right\}. \quad (18)$$

Для того чтобы найти силу осадки с кручением P_k , запишем баланс мощности

$$P_k v + M \omega = N = N_{\text{in}} + N_{\text{fr}}. \quad (19)$$

Подставляя в (19) N_{in} из (10), N_{fr} из (13) и M из (18) получим P_k

$$P_k = \frac{\sqrt{3} \tau_0 \pi r_0^2}{1-\varepsilon} \left\{ \frac{2(1-\varepsilon)}{\alpha^2 \theta^2} \left[\left(1 + \frac{\alpha^2 \theta^2}{3(1-\varepsilon)} \right)^{3/2} - 1 \right] + \frac{\zeta \sqrt{3}}{1-\varepsilon} \left[1 + \frac{\alpha^2 \theta^2}{6(1-\varepsilon)} \right] + \right. \\ \left. + \left[\Gamma \psi - (1-\varepsilon) \psi \theta \frac{2\sqrt{\Gamma^2 - 1}}{\Gamma w} \right] \left[\frac{w}{3\sqrt{3}(1-\varepsilon)^{3/2}} + \frac{\zeta I}{1-\varepsilon} \right] \right\}. \quad (20)$$

Выражение для величины силы осадки без кручения P_0 получаем из (20) предельным переходом $\theta \rightarrow 0$

$$P_0 = \lim_{\theta \rightarrow 0} P_k = \frac{\sqrt{3} \tau_0 \pi r_0^2}{1-\varepsilon} \left[1 + \frac{\zeta \sqrt{3}}{1-\varepsilon} \right] \left[1 + \frac{\psi w}{3\sqrt{3}(1-\varepsilon)^{3/2}} \right]. \quad (21)$$

Для конкретного расчета выберем цилиндрическую заготовку диаметром $D_0 = 200$ мм, высотой $h_0 = 320$ мм. Уравнение состояния, соответствующее реологическому поведению жаропрочного титанового сплава ВТ9 при температуре 950°C имеет вид $\tau = (23.1 + 133 \text{ Н}) \text{ МПа}$. При расчетах варьировали величину параметра трения от 0.05 до 0.8, скорость перемещения бойка и скорость его вращения 0.008–0.8 мм/с и 0–50 об/мин

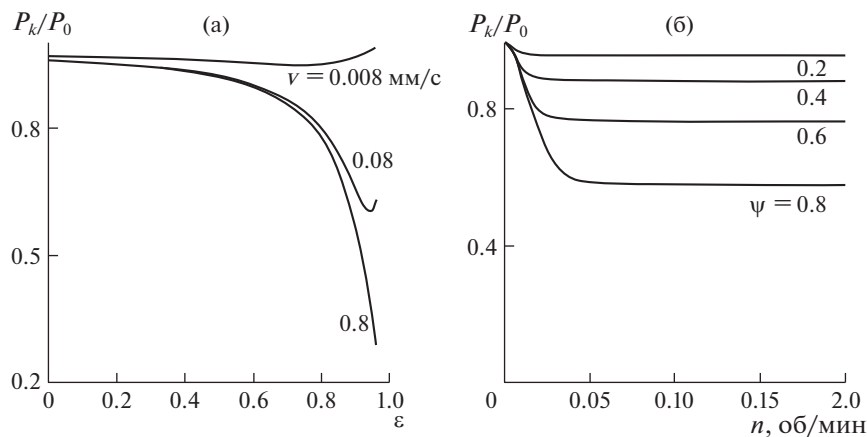


Рис. 2. Влияние степени деформации и линейной скорости сжатия на относительную силу при осадке с кручением: (а) – при $\psi = 0.2$ и при значениях $v = 0.008–0.8$ мм/с; (б) – для сплава ВТ9 (диск $h_0 = 320$ мм, $D = 200$ мм) расчетные зависимости отношения P_k/P_0 от скорости вращения бойка n при $v = 0.008$ мм/с, $T = 950^\circ\text{C}$.

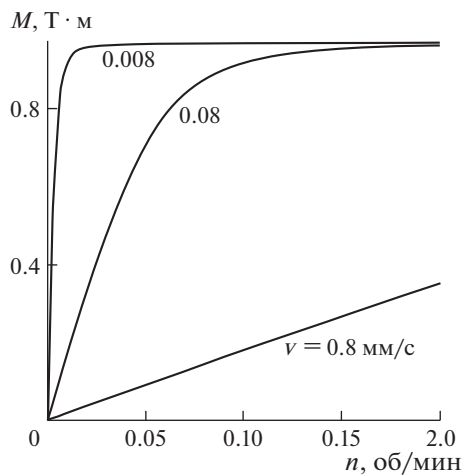


Рис. 3. Влияние скорости кручения на крутящий момент при осадке для значений линейной скорости v : 0.008 мм/с; 0.08 мм/с; 0.8 мм/с при коэффициенте $\psi = 0.2$.

соответственно. Расчеты показывают, что осадка с кручением приводит к снижению величины осевой силы P_k по сравнению с силой, возникающей при осадке без кручения P_0 , причем уменьшение отношения P_k/P_0 особенно заметно с ростом n , ψ , ε (рис. 2). При больших значениях отмеченных параметров заметно возрастает величина крутящего момента (рис. 3). С другой стороны, при весьма больших степенях деформации на величину P_k/P_0 влияет эффект скоростного упрочнения материала заготовки, приводящий к снижению эффективности процесса осадки с кручением. Энергосиловые

показатели можно улучшить, путем рационального выбора конструктивно-технологических приемов осуществления процесса.

Конструктивно-технологические особенности реализации комбинированной деформации. Снижение осевой силы является важным результатом для практической технологии изготовления УМЗ-полуфабрикатов из жаропрочных сплавов, создает возможность уменьшения исходной высоты заготовки при сохранении ее объема за счет соответствующего увеличения ее диаметра. Необходимую для рекристаллизации степень деформации сплава в этом случае можно обеспечить не столько за счет вклада сдвиговой деформации (степени осадки), сколько за счет ротационной деформации, т.е. пластического кручения [18]. Такой выбор позволяет существенно снизить высоту изотермического штампа, обеспечить теплоизоляцию его рабочей зоны от окружающего пространства посредством введения в конструкцию штампа керамического кожуха. Конструктивно такой кожух можно выполнить из нескольких частей, снабженных нагревательными элементами. Например, в виде двух полых керамических цилиндров, коаксиально расположенных относительно друг друга. При этом верхнюю часть кожуха связать с верхним подвижным бойком, а нижнюю — с неподвижным нижним бойком. Во время деформации и нагрева заготовки обе части кожуха образуют закрытую от внешнего воздействия среды теплоизолированную рабочую зону штампа, а после деформации заготовки в результате подъема верхнего бойка с кожухом обеспечивается возможность снятия диска и установка новой заготовки для последующей операции. Такая конструкция штампа позволяет создать однородную температуру деформации, необходимую для реализации однопереходного процесса подготовки УМЗ-структуры в заготовках из жаропрочных сплавов без использования теплозащитного контейнера. Перераспределение вкладов в деформации в пользу ротационной компоненты создает также условия для управления силами трения и предотвращения проскальзывания. Решается эта задача путем создания на поверхности бойков ориентированных в радиальном направлении неглубоких пазов, достаточных для передачи момента трения и не затрудняющих снятие заготовки с бойка. Под воздействием осевой силы торцевой материал заготовки заполняет такие пазы, что обеспечит передачу заготовке момента кручения без проскальзывания. Для снижения трения в радиальном направлении и предотвращения адгезионного схватывания заготовки с инструментом на поверхность бойков целесообразно нанести защитно-смазочное покрытие, например, на основе жидкого стекла. Съем заготовки с бойков в таком штампе можно выполнить с помощью выталкивателя гидропресса и робота. Формирование однородной УМЗ-структуры во всем объеме заготовки обеспечит осадка со степенью 0.2–0.3, необходимая для формирования большеугловых границ деформационного происхождения (ГДП) и погонная на каждый миллиметр высоты ротационная деформации со степенью 0.6–0.8 [16–18]. Приведенный анализ энергосиловых параметров деформации и конструктивно-технологические особенности процесса деформации указывают на снижение осевой силы деформации, что важно для повышения стойкости изотермического штампа и реализации однооперационного процесса получения дисков с однородной УМЗ-структурой. Температурно-скоростные условия сверхпластичности обеспечивают динамическое равновесие между деформационным разогревом и рассеянием тепла, которые формируют УМЗ-структуру. Невысокая скорость деформации в этих условиях (10^{-2} – 10^{-3}) с⁻¹, в том числе осадки и кручения способствует снижению мощности, затрачиваемой на осуществления процесса и создания требуемого момента сил.

Метод кручения с наложением осевой силы растяжения можно использовать и для подготовки УМЗ-структуры в прутках большого диаметра, но в этом случае необходимо силу сжатия заменить растягивающей силой.

Обсуждение результатов. При кручении с осадкой снижение осевой силы достигается за счет “разворота” вектора сил контактного трения между бойком и торцом заготовки. Величина сил контактного трения, возникающих на поверхности между инструментом и заготовкой, ограничена по величине соотношением

$$|\vec{f}| \leq f_{\max}, \quad (22)$$

где $\vec{f}$ — вектор сил контактного трения; $f_{\max}$ — эмпирическая постоянная. Во время осадки без кручения вектор $\vec{f}$ имеет единственную отличную от нуля компоненту f_r , т.е. он направлен вдоль радиуса контактной зоны. При осадке с кручением вектор $\vec{f}$ имеет две компоненты: радиальную f_r' и тангенциальную f_t' . Абсолютная величина вектора $\vec{f}$ ограничена по модулю, радиальная компонента в этом случае становится меньше, чем при осадке без кручения: $f_r' < f_r$. В то же время тангенциальная сила трения носит активный полезный характер и в отсутствие проскальзывания равна нулю. Отсюда следует, что суммарное сопротивление “растеканию” материала по поверхности инструмента снижается до малых значений, особенно в случае применения смазки. Поэтому роль трения в снижении осевой силы может быть незначительна. При кручении с растяжением контактное трение вовсе отсутствует. Тем не менее, энергосиловой расчет и экспериментальные данные показывают, что и в этом случае осевая сила снижается. Следовательно, это снижение связано не только с уменьшением сил внешнего контактного трения, но также с особой ролью ротационной составляющей деформации в снижении напряжения внутреннего трения (сил Пайерлса–Наборро), оказывающее сопротивление скольжению дислокаций. Хотя эта ротационная составляющая не приводит к формоизменению заготовки, но она важна для обеспечения совместности деформации и для активизации процесса рекристаллизации. Распределенный по всему объему заготовки V момент кручения $M = \tau_c V$, где τ_c — напряжение сдвига способствует активизации множества источников подвижных решеточных дислокаций и частичных дисклинаций. Поэтому на долю осевой силы приходится лишь обеспечение заданного схемой деформации формоизменение заготовки (осадки или растяжения), т.е. работа, затрачиваемая на преодоление внутреннего трения. Кроме того, кручение порождает множество большеугловых границ деформационного происхождения вследствие перемещений частичных дисклинаций. Пересечение и миграция таких границ, собственно, и приводит к образованию мелких рекристаллизованных зерен [6, 14–16].

Осадка с кручением — это процесс, который позволяет сформировать УМЗ-структуру в цилиндрических заготовках, высота которых по отношению к диаметру меньше единицы. Такая возможность обусловлена тем, что накопленная при осадке с кручением степень деформации является результатом суммарного вклада компонент сжатия и кручения. При этом бóльший вклад в деформацию целесообразно внести за счет кручения, которое хотя и не приводит к формоизменению заготовки, но способно обеспечить значительное измельчение зерен в жаропрочных сплавах до размеров, обеспечивающих им сверхпластичность при деформации в определенных температурно-скоростных условиях.

Выводы. 1. Теоретически обоснована комбинированная деформация (КД) для формирования УМЗ-структуры в полуфабрикатах из суперсплавов для изготовления деталей ГТД. **2.** Получены аналитические зависимости напряженного и деформированного состояния полуфабрикатов из жаропрочных сплавов при кручении под давлением в режиме сверхпластичности, приведена оценка необходимых энергосиловых параметров для этого процесса. **3.** Использование в технологии изготовления из жаропрочных сплавов деталей ГТД-процесса кручения под давлением в режиме сверхпластичности, позволит существенно упростить технологию, оборудование и инструмент за счет

уменьшения силы деформации, повышения стойкости штампового инструмента, реализации однопереходной операции без промежуточных рекристаллизационных отжигов.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Athey R.L., Moore J.B.* Progress Report on the GatorisingTM Forging Process // National Aerospace Engineering and Manufacturing meeting. Los Angeles. 1975. P. 1.
2. *Kaibyshev O.A., Utyashev F.Z.* Superplasticity: Microstructural Refinement and Superplastic Roll Forming, Futurepast: Inc., Arlington, Virginia USA, ISTC Science & technology Series. 2005. V. 3. 386 p.
3. *Tan L., Li Y., Liu F. et al.* Superplastic behavior of a powder metallurgy superalloy during isothermal compression // J. of Materials Science & Technology, 2019. V. 35. № 11. P. 2591.
4. *Смирнов О.М. и др.* Влияние комбинированного нагружения на параметры штамповки плоских дисков в состоянии сверхпластичности // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1997. № 1. С. 7.
5. *Pandey K.K., Levitas V.I.* In situ quantitative study of plastic strain-induced phase transformations under high pressure: Example for ultra-pure Zr // Acta Materialia. 2020. V. 196. P. 338.
6. *Utyashev F.Z., Valiev R.Z., Raab G.I., Galimov A.K.* Strain Accumulated during Equal-Channel Angular Pressing and Its Components // Russian Metallurgy (Metally). 2019. № 4. P. 281.
7. *Shuitcev A., Gunderov D.V., Sun B. et al.* Nanostructured Ti_{29.7}Ni_{50.3}Hf₂₀ high temperature shape memory alloy processed by high-pressure torsion // J. Materials Science and Technology. 2020. V. 52. № 7–8. P. 218.
8. *Korznikova G., Kabirov R., Nazarov K. et al.* Influence of constrained high-pressure torsion on microstructure and mechanical properties of an aluminum-based metal matrix composite // J. of the Minerals Metals & Materials Society (JOM). 2020. V. 72. № 8. P. 2898.
9. *Valiev R.Z., Zhilyaev A.P., Langdon T.G.* Bulk Nanostructured Materials: Fundamentals and Applications. John Wiley & Sons, Inc., 2013. 456 p.
10. *Kawasaki M., Han J.K., Jung S.H. et al.* Mechanical bonding of aluminum hybrid alloy systems through high-pressure torsion // Advanced Engineering Materials. 2020. V. 22. № 1. P. 1900483.
11. *Horita Z., Tang Y., Masuda T. et al.* Severe plastic deformation under high pressure: Upsizing sample dimensions // Materials Transactions. 2020. V. 61. Iss. 7. P. 1177.
12. *Ly Sh., Jia Ch., He X. et al.* Superplastic Deformation and Dynamic Recrystallization of a Novel Disc Superalloy GH4151 // Materials. 2019. V. 12. Iss. 22. P. 3667.
13. *Asghari-Rad P., Sathiyamoorthi P., Nguyen N.T.-C. et al.* Fine-tuning of mechanical properties in V₁₀Cr₁₅Mn₅Fe₃₅Co₁₀Ni₂₅ high-entropy alloy through high-pressure torsion and annealing // Materials Science and Engineering A. 2020. V. 771. P. 138604.
14. *Утяшев Ф.З., Сухоруков Р.Ю., Валитов В.А.* Теоретические основы использования интенсивной пластической деформации для формирования ультрамелкозернистой структуры в суперсплавах // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2021. № 3. С. 72.
15. *Еникеев Ф.У., Рыжков В.Г., Утяшев Ф.З.* Аналитическое исследование энергосиловых параметров осадки с кручением цилиндрических заготовок из вязкопластического материала // Проблемы прочности. 1994. № 6. С. 68.
16. *Утяшев Ф.З., Сухоруков Р.Ю.* Механика интенсивной пластической деформации в процессах измельчения зерен в суперсплавах // Доклады Российской академии наук. Физика, технические науки. 2022. Т. 504. С. 66.
17. *Hughes D.A., Hansen N.* Microstructure and strength of nickel at large strains // Acta Materialia. 2000. V. 48. № 11. P. 2985.
18. *Афонин В.Л. и др.* Исследования и разработка инновационных технологических процессов и интеллектуальных систем управления для изготовления деталей газотурбинных двигателей (ГТД). М.: ИМАШ РАН, 2019. 137 с.

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 625.871

РАЗРАБОТКА СПОСОБА ПОЛУЧЕНИЯ АЛЮМИНИЕВЫХ ПОКРЫТИЙ

© 2023 г. М. А. Марков¹, Д. А. Геращенко¹, И. Н. Кравченко²,
Ю. А. Кузнецов³, А. Д. Быкова^{1,*}, А. Н. Беляков¹, С. К. Тойгамбаев⁴

¹Санкт-Петербургский государственный технологический институт (технический университет),
Санкт-Петербург, Россия

²Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

³Орловский государственный аграрный университет им. Н.В. Парахина, Орел, Россия

⁴Российский государственный аграрный университет – МСХА им. К.А. Тимирязева,
Москва, Россия

*e-mail: bykova.ad@gmail.com

Поступила в редакцию 01.09.2022 г.

После доработки 14.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

В представленном исследовании разработаны практические рекомендации по получению алюминиевых покрытий методом “холодного” газодинамического напыления, а так же по способам упрочнения алюминиевых покрытий керамическим компонентом с формированием градиентной структуры. Полученные металлокерамические покрытия имеют следующие ключевые параметры оптимизации: высокие (более 70 МПа) показатели адгезионной прочности, высокий уровень твердости по Виккерсу (более 480 МПа) и низкое значение пористости (менее 0.5%). Данные функционально-градиентные покрытия можно использовать для защиты элементов и узлов машиностроительной техники от износа.

Ключевые слова: алюминиевое покрытие, холодное газодинамическое напыление, армирование покрытий, адгезия

DOI: 10.31857/S0235711923010091, **EDN:** ASZBJC

На сегодняшний день существует большое количество способов нанесения функциональных покрытий на металлическую основу, среди которых наиболее распространенными являются газоплазменные и плазменные методы [1–3].

При использовании термических методов возникает вероятность неконтролируемого изменения фазового и химического состава напыляемого материала в высокотемпературном потоке, что может привести к корректировке задаваемых свойств покрытий, к невозможности получения наноструктурных функциональных составляющих в формируемых слоях [4–7], что является негативным фактором.

В настоящей статье для получения функциональных покрытий предложен и выделен прогрессивно развивающийся метод “холодного” газодинамического напыления (ХГДН), который обладает следующими преимуществами: 1) температура частиц напыляемого материала в гетерофазном потоке не превышает 100°C, поэтому не происходит существенных фазовых и структурных превращений; 2) возможность получения покрытий заданной толщины от 50 мкм до нескольких миллиметров.

Методом ХГДН возможно наносить пластичные (металлические) порошковые материалы. Наиболее перспективно метод ХГДН применять для получения алюминиевых покрытий. В частности, такие покрытия заданной толщины от 100 мкм и более,

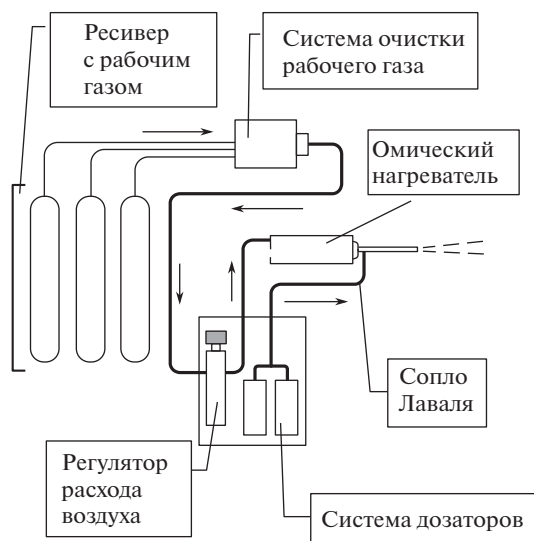


Рис. 1. Схема работы установки “Димет-403”.

можно использовать как прекурсоры, для формирования защитных керамических покрытий методом микродугового оксидирования [8–10].

Практика показывает, что добавление твердого керамического нанокompонента в структуру алюминиевого покрытия позволяет существенно повысить его твердость. Поэтому получение наноструктурированных покрытий на основе алюминия с помощью метода ХГДН является весьма перспективным для защиты узлов и деталей машиностроения от механических воздействий [11].

Цель настоящей статьи – разработка практических рекомендаций по получению алюминиевых покрытий методом ХГДН, а также по способам упрочнения алюминиевых покрытий керамическим компонентом с формированием градиентной структуры.

Объект и методика исследований. Для осуществления “холодного” газодинамического напыления металлических и керамических порошков, представленных в статье, была использована установка типа “Димет-403”. На рис. 1 представлена схема работы установки.

При работе установки сжатый воздух (рабочий газ) через регулятор давления подается в камеру омического нагревателя, в которой разогревается до заданной температуры и подается в сверхзвуковое сопло. Одновременно напыляемый порошок из дозатора подается в зону сопла, захватывается проходящим воздухом, и на выходе сверхзвукового сопла формируется высокоскоростная струя смеси горячего воздуха с порошком.

Таким образом, порошок, приобретающий высокую кинетическую энергию, “набегает” на металлическую подложку. Условия взаимодействия этих составляющих определяют механизм закрепления металлической частицы на подложке, уровень адгезионной и когезионной прочности, а также условия наращивания покрытия по толщине.

Скорость частиц в гетерофазном потоке измерялась по методике, описанной в работе [12].

Исследование микротвердости покрытий проводилось на микротвердомере типа ПМТ-3М.

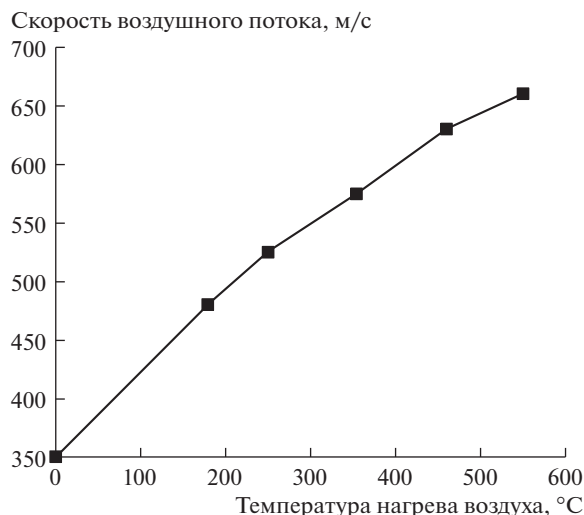


Рис. 2. Изменение скорости газового потока при реализации технологических режимов нагрева.

Измерение дисперсности порошковых материалов проводилось на лазерном дифракционном анализаторе “Malvern Mastersizer 2000” и лазерном дифракционном анализаторе наночастиц “Zetasizer Nano”. Определение адгезионной прочности покрытий осуществлялось штифтовым методом на универсальной разрывной машине Instron 1000.

Морфологию покрытий исследовали методами сканирующей электронной микроскопии и микрорентгеноспектрального анализа на исследовательском комплексе TTSCAN Vega. Фазовый состав покрытий определяли на рентгеновском дифрактометре D8 Advance фирмы Bruker (Германия) с использованием $\text{Cu K}\alpha$ -излучения в гониометрии Брегга–Брентано, открытую пористость покрытий – на оптическом микроскопе Axio Observer A1m (Carl Zeiss) в сертифицированной программе AxioVision Rel. 4.8.

Результаты исследований. “Холодное” газодинамическое напыление алюминиевых порошков и их композиций на металлической подложке позволяет сформировать функциональные покрытия, которые в том числе можно использовать и как прекурсоры в качестве подслоя для осуществления микродугового оксидирования. Для реализации технологии ХГДН необходимо использовать полезный фракционный состав порошков в диапазоне 10–60 мкм. Практические эксперименты показывают, что легкие металлические частицы диаметром менее 10 мкм не обладают достаточной кинетической энергией для закрепления на твердой поверхности. В то время как тяжелые частицы диаметром более 60 мкм ухудшают прочность сцепления.

Технология ХГДН позволяет варьировать температуру рабочего газа 0–600°C. Если в качестве рабочего газа используется воздушная среда, то можно наблюдать следующую зависимость, а именно изменение его скорости под действием термического расширения (рис. 2).

При холодном напылении алюминиевых (и прочих металлических) порошков рационально использовать технологическую добавку – крупнозернистый корунд. В процессе напыления технологическая добавка повышает когезию формируемого покрытия за счет удаления природной оксидной пленки и прочих примесей с поверхности закрепленных алюминиевых частиц.

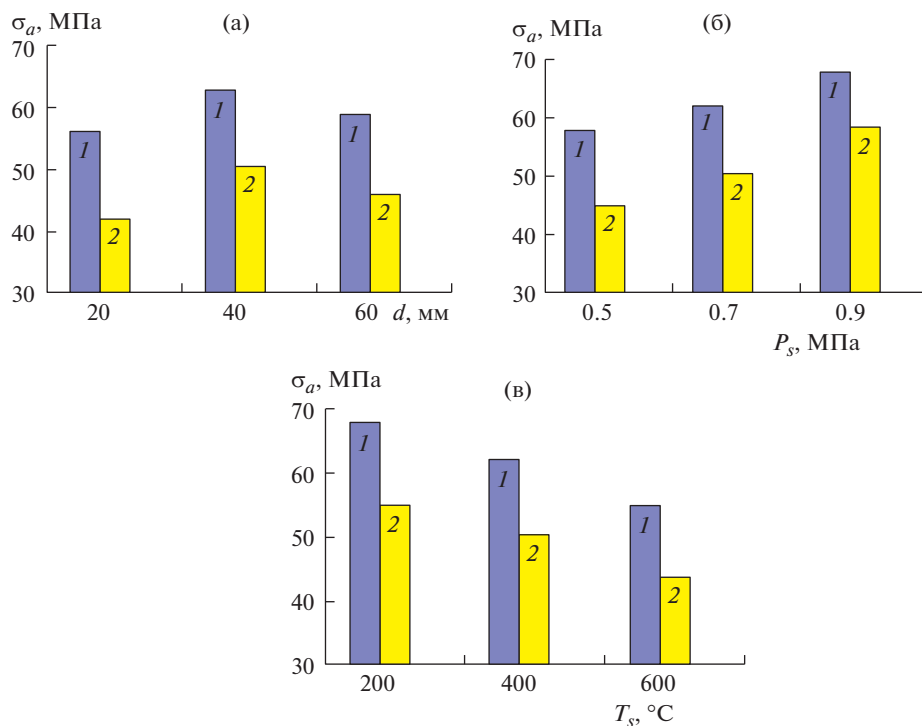


Рис. 3. Изменение прочности сцепления алюминиевых покрытий от режимов ХГДН: (а) — от фракции порошкового материала; (б) — от давления воздуха; (в) — от температуры нагрева воздуха; 1 — алюминиевая основа; 2 — стальная основа.

Практические результаты экспериментов показывают, что на прочность сцепления формируемых покрытий помимо фракционного состава влияют основные технологические характеристики процесса — температура и давление воздуха (рис. 3). Для напыления в данном случае был использован алюминиевый порошок А-80-13 с технологической корундовой связкой.

Из представленных графиков видно, что повышение давления воздуха при понижении его температуры, приводит к улучшению адгезии формируемых алюминиевых покрытий.

В рамках исследования рассмотрим результаты по ХГДН алюминиевого порошка с технологической добавкой крупнозернистого корунда, и без нее (табл. 1).

Для осуществления напыления порошкового материала газовый поток оснащен регулятором подачи. В табл. 2 представлены результаты определения расхода порошка в зависимости от положения регулятора установки стандарта “Димет”.

Таблица 1. Порошки для ХГДН

Порошок	Содержание алюминия фракцией 20–60 мкм, % мас.	Содержание корунда фракцией 50–100 мкм, % мас.
АСД-1	100	0
Композиция (АСД-1 + корунд)	70	30

Таблица 2. Осуществление расхода порошка

Порошок	Положение регулятора, у.ед.	Расход порошка, г/с
АСД-1	3.0	0.26
	3.5	0.29
	4.0	0.38
	5.0	0.71
	5.5	0.93
	6.0	1.05
	6.5	1.05
Композиция	3.0	0.17
	3.5	0.31
	4.0	0.40
	4.5	0.44
	5.0	0.52
	5.5	0.67
	6.0	0.97
	6.5	1.03

Данные в табл. 2 показывают, что расход порошков является индивидуальным параметром, привязанным к конкретному типу порошкового материала и его геометрической форме.

Принимая во внимание тот факт, что при расходе порошка свыше 1 г/с существенным образом повышается его коэффициент использования, рационально ограничить диапазон работы регулятора до указанных значений в диапазоне 3–6.5 у.ед.

Для осуществления эксперимента на плоские подложки из стали марки Ст3 были нанесены ХГДН-дорожки (рис. 4) по следующим технологическим режимам: скорость перемещения газового потока (или сопла) изменялась в диапазоне 10–90 мм/с; путь газового потока (или расстояние между соплом и подложкой) составило 10 мм; скорость газового потока составила 550 мм/с.

На рис. 5 для сравнения приведены профили дорожек напыления в зависимости от скорости перемещения газового потока при сопоставимом расходе алюминиевых порошков двух составов.

Представленные рисунки демонстрируют положительный вклад введения корундовой связки, которая приводит к повышению толщины формируемого покрытия, что оптимизирует технологию ХГДН алюминиевых порошков в части коэффициента использования. Однако из-за различной скорости движения керамических и металлических частиц для соответствующих профилей дорожек наблюдается отклонение от симметричности.

Серия экспериментов позволяет говорить о том, что толщину ХГДН алюминиевых покрытий можно регулировать, используя такие параметры, как: расход порошка; скорость движения или сканирования газового потока; температура среды.

При использовании роботизированного комплекса, на основании анализа ширины профилей дорожек, можно осуществлять смещение шага сканирования, оптимизируя тем самым возможность понижения пористости формируемого покрытия.

В качестве примера варьирования технологического решения по выбору конкретных оптимальных режимов ХГДН алюминиевых покрытий на основе экспериментальных результатов приведены следующие режимы: 1) задаваемая толщина покрытия

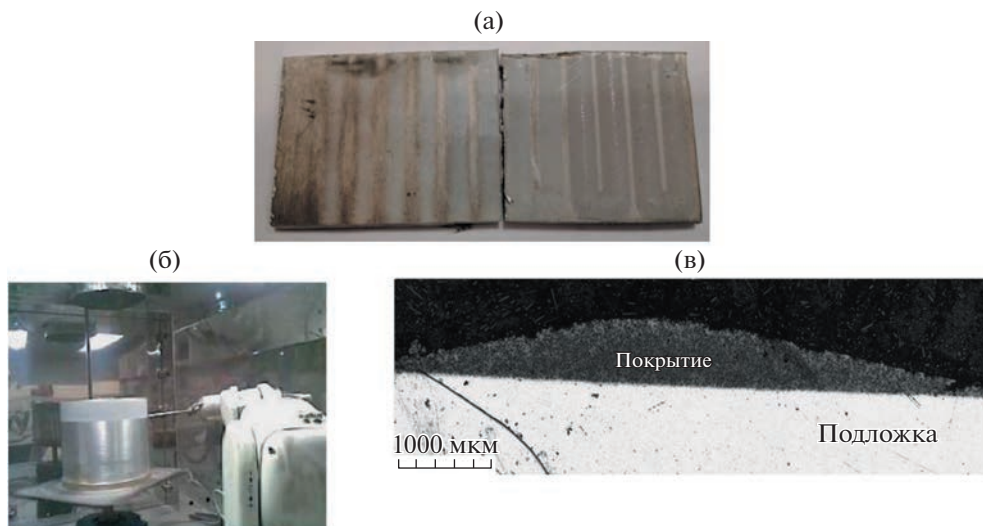


Рис. 4. Формирование покрытий из порошковых материалов: (а) – формирование покрытий на плоских образцах; (б) – применение роботизированной системы; (в) – покрытие в поперечном сечении, композиция алюминия с корундом (расход порошка 0.52 г/с, скорость 10 мм/с).

500 мкм по первому варианту: исходные порошки АСД-1+электрокорунд; расход дозатора 5 (рис. 1), что соответствует расходу композиционного порошка 0.52 г/с; скорость перемещения газового потока (сопла) 10 мм/с, шаг сканирования 3 мм, количество проходов в один слой; температурный режим 300°C, что соответствует скорости газового потока 550 г/с; расстояние от подложки до сопла – 10 мм; 2) задаваемая толщина покрытия 500 мкм по второму варианту: исходные порошки АСД-1+электрокорунд; расход дозатора 6 (рис. 1), что соответствует расходу композиционного порошка 0.97 г/с; скорость перемещения газового потока (сопла) 30 мм/с, шаг сканирования 2 мм; количество проходов в два слоя; температурный режим 300°C, что соответствует скорости газового потока 550 г/с; расстояние от подложки до сопла – 10 мм.

На следующем этапе работы продемонстрированы результаты по упрочнению алюминиевых покрытий за счет модифицирования ультрадисперсными частицами корунда фракцией 0.1–1.0 мкм с использованием системы отдельных дозаторов с параллельной подачей порошка (рис. 6). Выбор корунда в качестве упрочняющей компоненты дополнительно обоснован тем фактом, что это наиболее нейтральный компонент к алюминию для осуществления финишной обработки покрытия методом микродугового оксидирования.

На первой стадии предварительно вводят в сверхзвуковой поток воздуха армирующие ультрадисперсные частицы Al_2O_3 , фракцией 0.1–1.0 мкм из дозатора 1, и проводят обработку поверхности напыляемого изделия до образования ювильной поверхности, скорость гетерофазного потока составляет 300–400 м/с. На второй стадии, при скоростях гетерофазного потока 400–650 м/с, на ювильную поверхность напыляемого изделия наносят порошок алюминия для получения промежуточного слоя из дозатора 2. На третьей стадии проводят нанесение функционально-градиентного покрытия из одновременно работающих дозаторов 1 и 2, при увеличении содержания Al_2O_3 в покрытии от промежуточного слоя к поверхности в пределах 0.1–30 мас. % по линейной зависимости, скорость при этом составляет 400–650 м/с (рис. 7а).

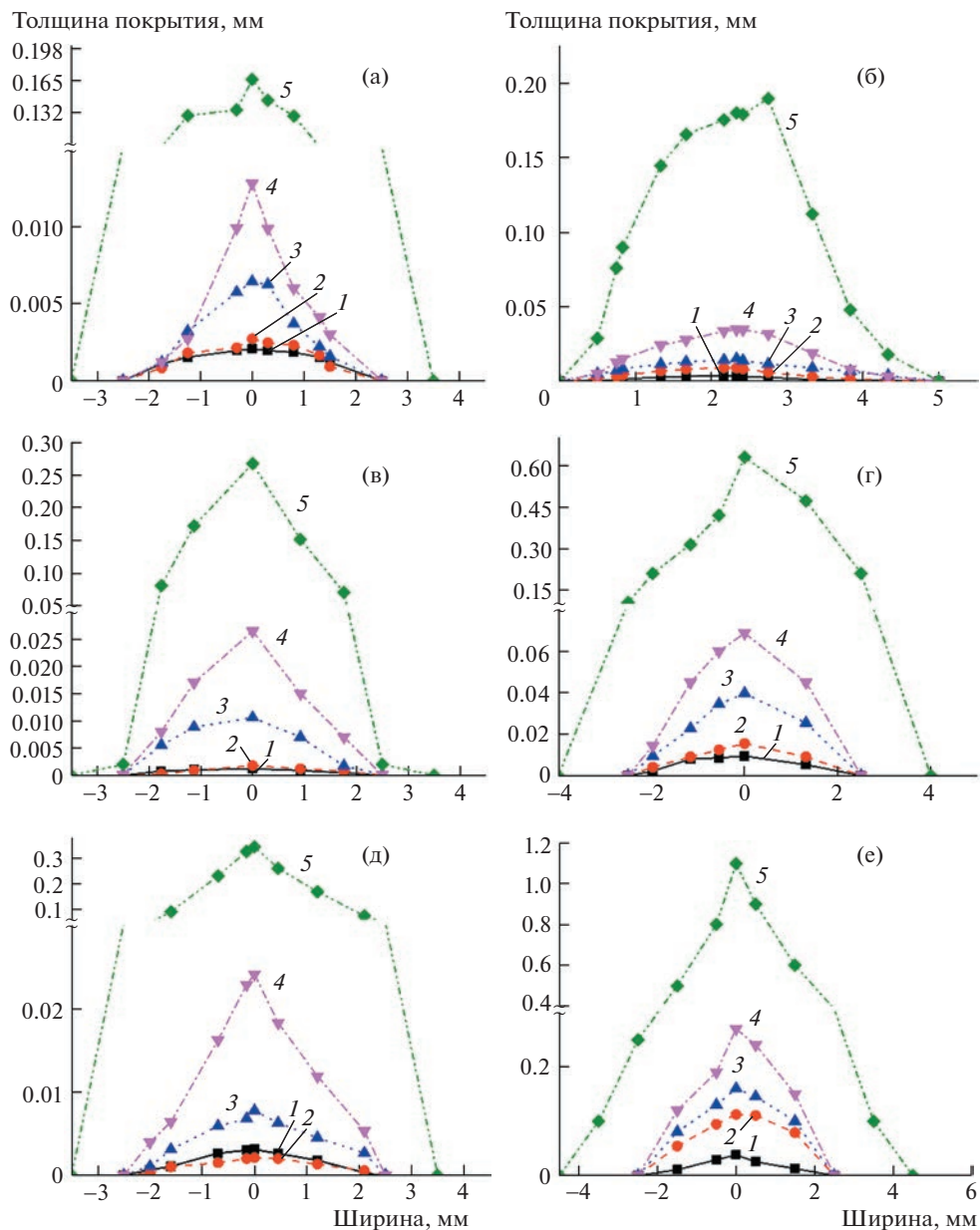


Рис. 5. Сравнение толщин дорожек ХГДН: (а) – АСД-1 (расход порошка 0.29 г/с); (б) – композиция (расход порошка 0.32 г/с); (в) – АСД-1 (расход порошка 0.71 г/с); (г) – композиция (расход порошка 0.67 г/с); (д) – АСД-1 (расход порошка 1.05 г/с); (е) – композиция (расход порошка 1.03 г/с). 1 – 90 мм/с; 2 – 70 мм/с; 3 – 50 мм/с; 4 – 30 мм/с; 5 – 10 мм/с.

Для понижения пористости формируемого упрочненного покрытия рационально вводить наноразмерные или микроразмерные алюминиевые частицы с использованием третьего параллельно работающего дозатора. Напыление проходит по следующей схеме. На первой стадии дозатором 1 проводится обработка подложки до образования

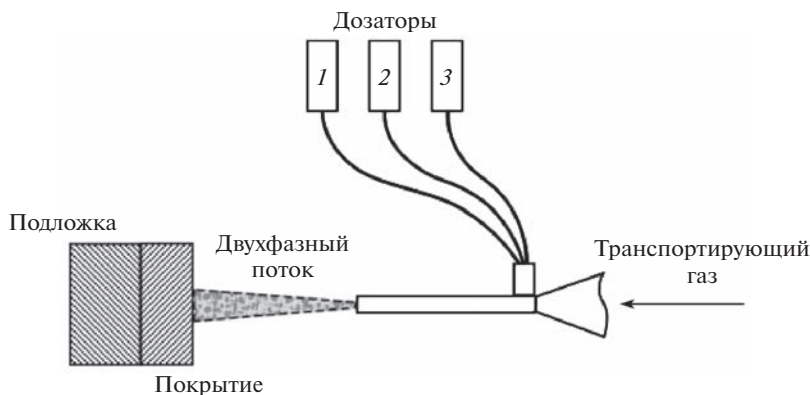


Рис. 6. ХГДН покрытий с использованием системы дозаторов.

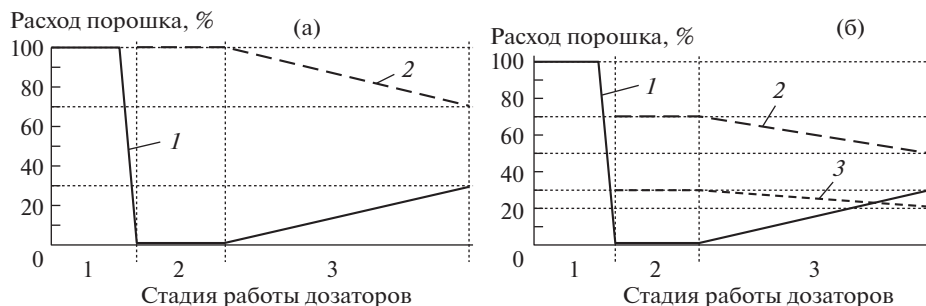


Рис. 7. Схемы реализации ХГДН: (а) — использование двух дозаторов; (б) — использование трех дозаторов; 1 — дозатор 1; 2 — дозатор 2; 3 — дозатор 3.

ювенильной поверхности. Затем дозатором 2 и 3 напыляется монослой чистого материала основы при скорости потока 400–650 м/с (рис. 7б).

Фактически предложенный вариант напыления схематично можно представить на рис. 8.

Общий вид формируемого упрочненного металлокерамического покрытия на основе алюминия в поперечном сечении, с использованием элементной тепловой карты (применение EBSD-анализа) представлен на рис. 9а. Можно наблюдать фактически задаваемую градиентную структуру с постепенным повышением содержания керамического компонента от металлической основы к поверхности покрытия. Для идентификации фазового состава керамики приведены результаты рентгенофазового анализа поверхностного слоя покрытия (рис. 9б).

Предлагаемый способ создания функционально-градиентного покрытия обладает признаками научной новизны по следующим двум параметрам: 1) химический и фазовый состав может быть изменен по заданному закону; 2) модифицирование мелкодисперсными частицами приводит к формированию наиболее плотной упаковки.

При использовании в качестве порошка основы материала, соответствующего химическому составу подложки, обеспечивается минимальное изменение коэффициента термического расширения в полученных слоях градиентного покрытия, что обеспе-

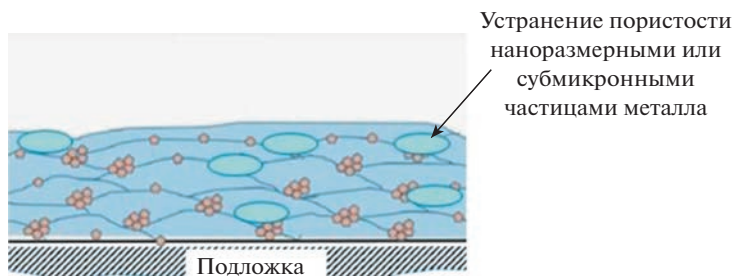


Рис. 8. Схема формируемого слоя.

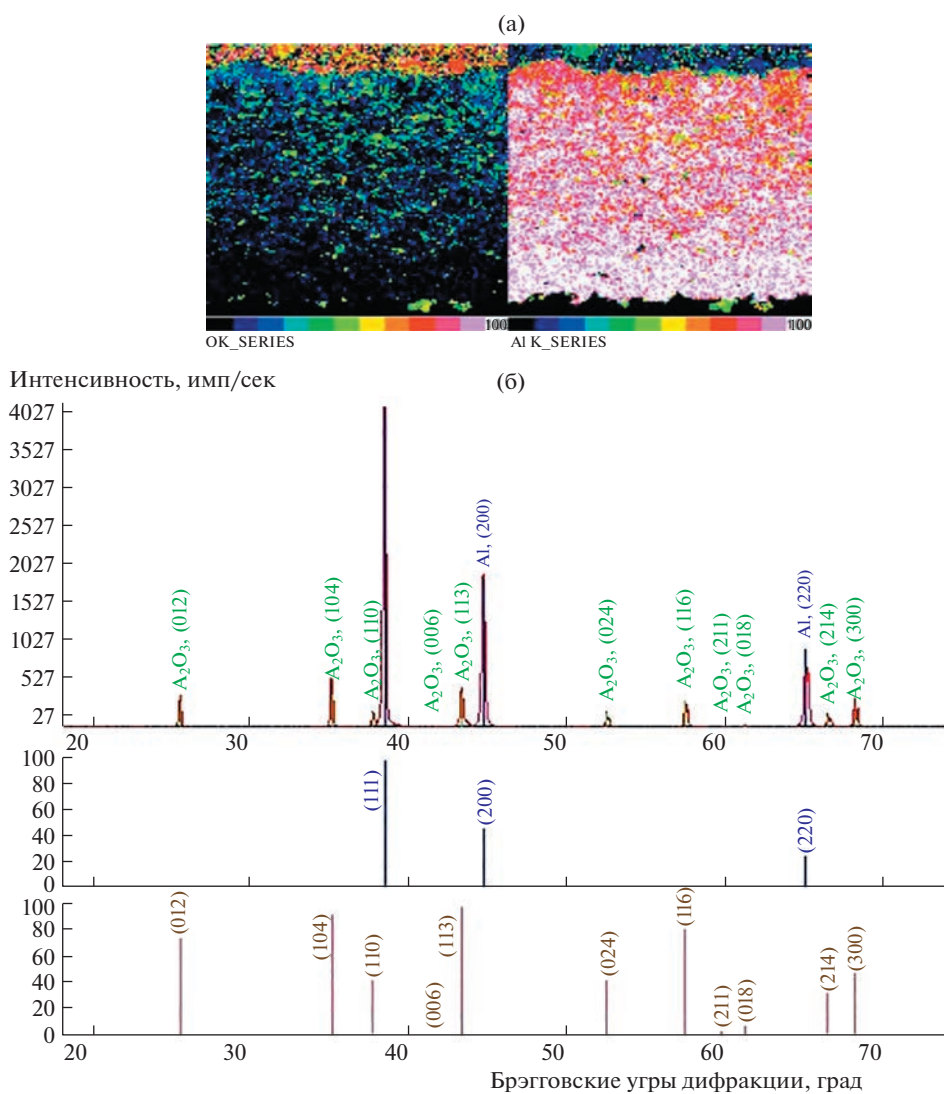
Рис. 9. Покрытие Al- Al_2O_3 : (а) — поперечное сечение покрытия, цветное распределение элементов по кислороду и алюминию; (б) — рентгенограмма поверхности.

Таблица 3. Свойства покрытий

Стадии процесса напыления	Скорость гетеро-фазного потока, м/с	Свойства покрытия		
		адгезионная прочность, $\sigma \pm 5$, МПа	твёрдость по Виккерсу, $HV \pm 10$, МПа	пористость, $P \pm 0.1$, %
1 стадия (нано Al_2O_3)	300–400	достижение ювенильной поверхности подложки		
2 стадия (микро Al)	400	45	60	4.0
	500	50	85	4.2
	600	55	120	4.0
	650	65	125	3.8
3 стадия (микро Al, нано Al, нано Al_2O_3)	400	72	410	0.5
	500	74	435	0.4
	600	72	490	0.2
	650	70	480	0.1

Вклад наночастиц Al

Вклад наночастиц Al_2O_3

Вклад наночастиц Al

чивает высокую адгезионную прочность наносимого дисперсного материала. Полученные результаты сведены в табл. 3.

Полученные покрытия (табл. 3) имеют следующие ключевые параметры оптимизации: высокие (более 70 МПа) показатели адгезионной прочности, высокий уровень твердости по Виккерсу (более 480 МПа) и низкое значение пористости (менее 0.5%). Разработанные функционально-градиентные покрытия могут быть использованы для защиты элементов и узлов машиностроительной техники от износа.

Выводы. 1. Экспериментально показано, что на прочность сцепления алюминиевых покрытий, полученных методом “холодного” газодинамического напыления, влияют следующие параметры: фракционный состав порошков, температура и давление рабочего газового потока. **2.** Экспериментально показано, что толщину алюминиевых покрытий, полученных методом “холодного” газодинамического напыления, можно задавать, регулируя следующие параметры: расход порошка, скорость движения или сканирования газового потока, температура среды. **3.** Продемонстрированы практические результаты по упрочнению алюминиевых покрытий, полученных методом “холодного” газодинамического напыления, за счет введения в газовый поток мелкодисперсных частиц алюминия (повышение адгезионной прочности и понижение пористости) и оксида алюминия (повышение твердости).

ФИНАНСИРОВАНИЕ

Представленный материал получен в рамках реализации гранта Российского научного фонда по соглашению № 22-29-00800. Экспериментальные исследования выполнены на оборудовании Центра коллективного пользования научным оборудованием “Состав, структура и свойства конструкционных и функциональных материалов” НИЦ “Курчатовский институт” – ЦНИИ КМ “Прометей” при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования – соглашение № 13.ЦКП.21.0014 (075-11-2021-068). Уникальный идентификационный номер – RF–2296.61321X0014.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алхимов А.П., Клинов С.В., Косарев В.Ф., Фомин В.М. Холодное газодинамическое напыление. Теория и практика. М.: Физматлит, 2010, 536 р.
2. Irissou E., Legoux J.-G., Arsenault B., Moreau C. Investigation of Al-Al₂O₃ Cold Spray Coating // Thermal Spray Technol. 2007. Т. 16. № 5–6. Р. 661.
3. Кравченко И.Н., Пузряков А.Ф., Бобряшов Е.М., Пузряков А.А. Плазменные методы упрочнения и восстановления рабочих органов дорожно-строительных и почвообрабатывающих машин. М.: Эко-Пресс, 2013. 328 с.
4. Meydanoglu O., Jodoin B., Kayali E.S. Microstructure, mechanical properties and corrosion performance of 7075 Al matrix ceramic particle reinforced composite coatings produced by the cold gas dynamic spraying process // Surface and Coatings Technology. 2013. V. 235. P. 108.
5. Guo X., Zhang G., Li W.Y., Dembinski L., Gao Y., Liao H., Coddet C. Microstructure, microhardness and dry friction behavior of cold-sprayed tin bronze coatings // Applied Surface Science. 2007. Т. 254. № 5. Р. 1482.
6. Li W.-Y., Li C.-J., Liao H., Coddet C. Effect of heat treatment on the microstructure and microhardness of cold-sprayed tin bronze coating // Applied Surface Science. 2007. Т. 253. № 14. Р. 5967.
7. Кудинов В.В., Бобров Г.В. Нанесение покрытий напылением. Теория, технология и оборудование. М.: Металлургия, 1992. 432 р.
8. Gerashchenkov D.A., Askinazi A.Y., Fedoseev M.L., Gerashchenkova E.Y., Makarov A.M. Formation of Intermetallic Phases in Functional Coatings Prepared by Cold Gas-Dynamic Spraying // Metal Science and Heat Treatment. 2020. V. 62 (1–2). P. 90.
9. Geraschenkov D.A., Makarov A.M., Geraschenkova E.Y., Vasiliev A.F. Obtaining Functional Intermetallic Ni–Ti Coatings by Heterophase Transfer Combined with Laser Treatment // Inorganic Materials: Applied Research. 2019. V. 10 (6). P. 1378.
10. Геращенко Д.А., Васильев А.Ф., Фармаковский Б.В., Машек А.Ч. Исследование температуры потока в процессе холодного газодинамического напыления функциональных покрытий // Вопросы материаловедения. 2014. № 1 (77). С. 87.
11. Markov M.A., Bykova A.D., Krasikov A.V., Farmakovskii B.V., Gerashchenkov D.A. Formation of Wear- and Corrosion-Resistant Coatings by the Microarc Oxidation of Aluminum // Refractories and Industrial Ceramics. 2018. V. 59. № 2. P. 207.
12. Фармаковский Б.В., Быстров Р.Ю., Васильев А.Ф. и др. РФ Патент 2362839, 2009.

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 664: (62-5)

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДОЗИРУЮЩЕЙ СИСТЕМЫ
В УПАКОВОЧНЫХ АВТОМАТАХ ТИПА “FORM-FILL-SEAL” (FFS)**

© 2023 г. Б. Л. Саламандра

*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия**e-mail: salamandra@recuper.ru*

Поступила в редакцию 23.05.2022 г.

После доработки 06.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

Предлагается ввести в конструкцию FFS-автоматов привод смещения сопел дозатора со скоростью, равной скорости перемещения ленты с отформованными емкостями. Показано, что такой привод за счет совмещения дозирующей и транспортной операций при больших дозах выведет дозирование из состава лимитирующих операций, а на порционных автоматических линиях, где дозы малые, позволит в два раза уменьшить количество необходимых каналов дозатора, одновременно увеличив интенсивность их использования. Приводится методика выбора схемы дозирования, построенной на элементах системы “Direct filling”, и определения оптимальной рядности, которая при сохранении минимального машинного цикла линии обеспечивает максимальную загрузку дозирующей системы.

Ключевые слова: автоматическая линия, технологические и транспортные операции, привод ленты, привод сопел, совмещение операций, число рядов, число ручьев, дозирование, такты дозирования, каналы дозирования, машинный цикл, одно- и двух-тактный модуль, одинарное сопло, сопло двойного истечения

DOI: 10.31857/S0235711923010108, **EDN:** ATAZEJ

Одна из основных проблем, возникающих при проектировании автоматических линий, заключается в выравнивании и минимизации времени выполнения параллельных (выполняемых одновременно) технологических операций. Именно в случае удачного решения этой проблемы проектируемая линия будет иметь максимальную производительность. Но всегда какая-то из технологических операций становится “лимитирующей” и в конечном итоге определяет цикл работы линии. При существенном превышении времени лимитирующей операции цикл работы линии приходится увеличивать, что приводит к росту времени простоя остальных технологических станций линии, и ее эффективность падает.

Существует два способа уменьшения влияния лимитирующей операции на цикл работы линии. Это: уменьшение времени выполнения операции путем совершенствования технологии (например, распараллеливание) и изменение структуры движений элементов линии, позволяющее совместить лимитирующую операцию с очередной последовательной (как правило, транспортной) операцией. В настоящей статье оба этих способа демонстрируются на примере высокопроизводительной автоматической линии для фасовки и упаковки жидких и полужидких продуктов.

Схема линии представлена на рис. 1. За один цикл на линии одновременно “обрабатывается” матрица из $m \times n$ емкостей (рис. 1б), где n — число ручьев линии; m — число рядов. При этом над этой матрицей параллельно выполняется пять технологических

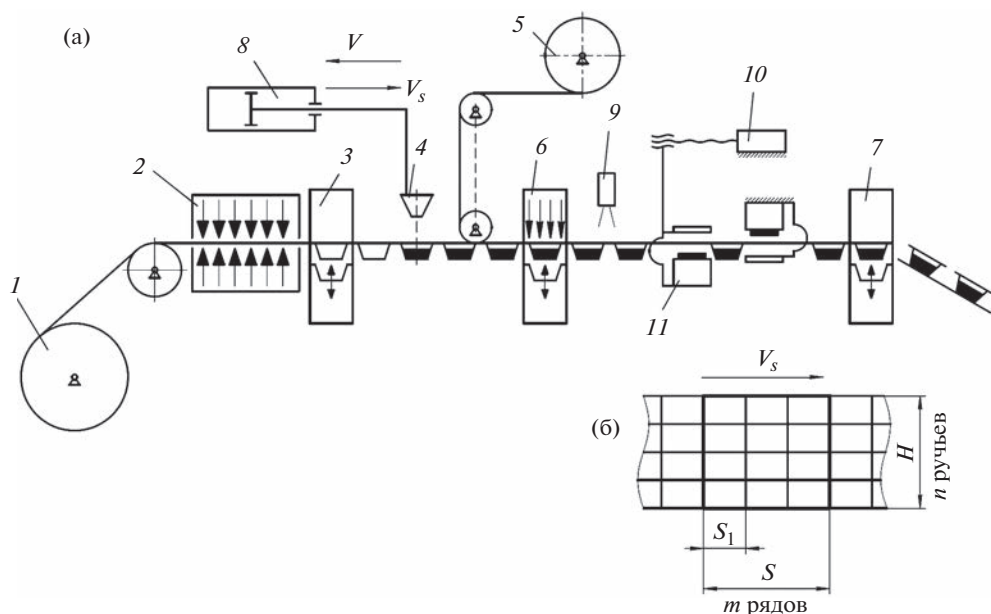


Рис. 1. Функциональная схема FFS-линии для фасовки и упаковки жидких продуктов – (а); матрица емкостей на ленте, обрабатываемых за один машинный цикл на n -ручьях, m -рядной линии – (б).

операций: нагрев корпусной пленки 1 в нагревателе 2, термоформовка емкостей на силовой станции 3, заполнение их продуктом дозатором 4, сварка корпусного 1 и покровного 5 материалов (герметизация емкостей) на силовой станции 6 и вырубка готовых изделий в штампе 7. Нагрев пленки и все силовые технологические операции (формовка, сварка, вырубка) не зависят от свойств дозируемого продукта, выровнены по времени за счет подбора температурных режимов и на современных линиях типа “Form-Fill-Seal” выполняются параллельно за минимальное время $t_{\min}$. В результате минимальный цикл линии, в основном, формируется из двух составляющих

$$T = t_{\min} + t_s = t_{\min} + \frac{S_1 m}{V_s}, \quad (1)$$

где t_s – время перемещения ленты с емкостями на шаг $S = S_1 m$ со скоростью V_s ; S_1 – длина одной емкости. Возможность уменьшения второй составляющей цикла ограничена свойствами дозируемого продукта, в частности, эффектом выплескивания продукта из емкости на этапах разгона и торможения ленты.

Дозирование продукта при неподвижных соплах может осуществляться только в период $t_{\min}$ выстоя ленты с емкостями. Однако время t_d выдачи дозы никак не связано с $t_{\min}$, поскольку зависит от объема дозы и свойств дозируемого продукта. При дозировании жидких продуктов (например, соевого соуса) скорость истечения продукта из сопла ограничена возникновением брызг при ударе струи в доньшко емкости, а при дозировании полужидких продуктов (например, меда, сливочного масла) минимальное время дозирования будет зависеть от текучести, вязкости продукта, проходных сечений каналов дозатора и выходных сопел. В результате время t_d дозирования, как правило, существенно отличается от времени $t_{\min}$ выполнения основных технологических операций и никак с ним не согласовано. Для того чтобы гарантировать заполне-

ние всех $n \times m$ емкостей, формуемых за один минимальный цикл, в настоящее время на линиях FFS “платят достаточно большую цену”: создают и используют дозатор, содержащий $n \times m$ параллельных каналов и выходных сопел. Каждый канал выдает дозу продукта в одну соответствующую емкость, которая поступит под неподвижное сопло после выполнения очередного шага S . Когда дозы большие или дозируется трудно текучий продукт, т.е. когда операция дозирования является лимитирующей, поскольку время выдачи дозы $t_d > t_{\min}$, приходится увеличивать $t_{\min}$ и время цикла T , что занижает производительность линии. При $t_d < t_{\min}$, что характерно для порционных автоматических линий (масло, мед, соусы по 10, 15, 20 г), весь этот достаточно сложный и дорогой массив каналов дозатора простаивает значительный период времени: $(t_s + t_{\min} - t_d)$, часто превышающий $0.5T$.

Очевидно, что время работы дозатора, допускаемое в пределах минимального цикла, можно увеличить, если организовать перемещение столика с соплами¹, синхронное с движением ленты с емкостями. Синхронность означает движение с одинаковой скоростью и одновременную остановку после отработки шага S . При таком совместном движении сопла будут находиться над соответствующими емкостями, и можно проводить дозирование непосредственно в процессе движения.

Для реализации синхронного движения столик с соплами можно оснастить пневмоприводом δ (рис. 1а), который включается по сигналу от фотодатчика 9 при протягивании электроприводом 10 ленты с емкостями, зажатой захватом 11 . Равенство скоростей столика и ленты достигается регулировкой дросселя, установленного на пневмоприводе δ .

Выигрыш во времени, полученный в результате совмещения операции дозирования с транспортной операцией, позволяет в случае больших доз или трудно текучих продуктов вывести дозирование из состава лимитирующих операций, а на порционных линиях, где дозы малые, смещение сопел относительно ленты с емкостями позволяет одним и тем же каналом дозатора заполнять две емкости, вдвое уменьшив количество необходимых каналов, но увеличив при этом интенсивность их использования.

Эффективность совмещения транспортной и дозирующей операций в настоящей статье определяется для двух вариантов алгоритма синхронного движения ленты с емкостями и столика с соплами.

I. Смещение столика на шаг S . Исходное положение: сопла расположены над пустыми емкостями.

Включение дозирования, движений ленты и столика проводится одновременно (рис. 2а, б). Скорости V_s ленты и V столика равны. После отработки шага S столик останавливается, но дозирование продолжается. После завершения дозирования и заполнения емкостей столик возвращается в исходное положение со скоростью $V \gg V_s$. Цикл отработан: сопла находятся над очередными пустыми емкостями.

II. Смещение столика на шаг $S/2$. Исходное положение: сопла расположены над заполненными емкостями.

Включается движение ленты (рис. 2а+в). После смещения емкостей на $S/2$ (под сопла подойдут пустые емкости) одновременно включается дозирование и синхронное (со скоростью V_s) движение сопел. Остановка ленты и столика происходит одновременно. После выполнения первого такта дозирования — емкости заполнены — столик перемещается на $-S/2$ со скоростью $V \gg V_s$ в исходное положение — сопла встали над следующей группой пустых емкостей — включается второй такт дозирования, по завершении которого — цикл отработан: сопла находятся над заполненными емкостями.

¹ Здесь предполагается, что сопла, установленные на столике, соединены с выходными каналами дозатора гибкими шлангами.

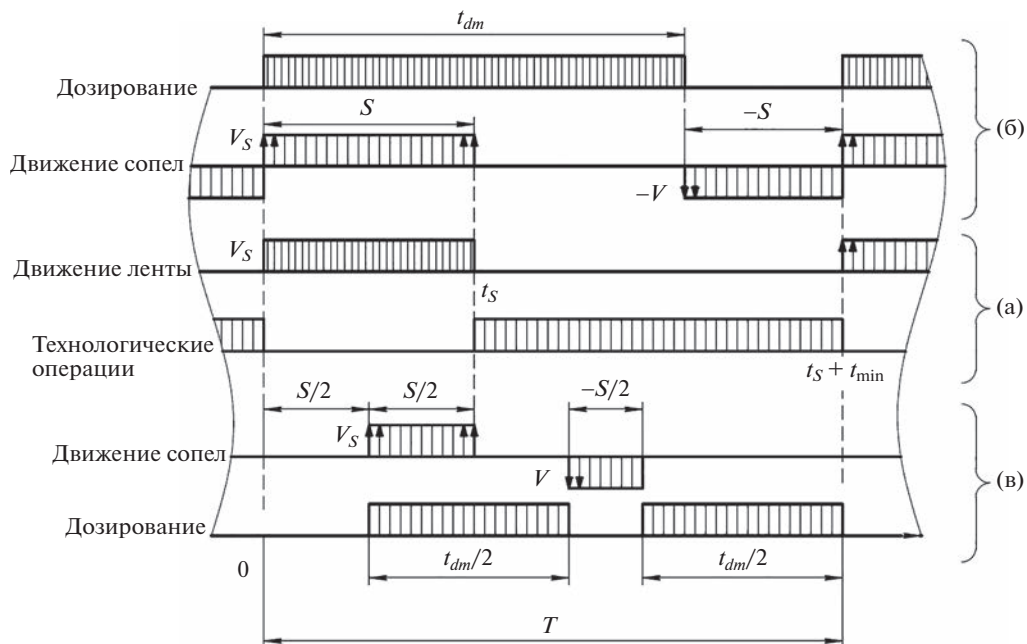


Рис. 2. (а) + (б) – циклограмма работы линии при смещении сопел на шаг S ; (а) + (в) – то же, но при смещении на $S/2$.

Выбор смещения сопел на $S/2$ не случаен. При четных m все множество $m \times n$ емкостей, формируемых за один машинный цикл, разделяется на два равных подмножества, причем, в двух крайних положениях столика сопла будут располагаться над центрами емкостей каждого из подмножеств. В дальнейшем эта особенность позволит производить два такта дозирования за один машинный цикл.

При варианте I время t_{dm} для выполнения дозирования максимален

$$t_{dm} = T - \frac{S}{V}, \quad (2)$$

а при варианте II несколько меньше

$$t_{dm} = T - \frac{S}{2} \left(\frac{1}{V_s} + \frac{1}{V} \right), \quad (3)$$

но в варианте II уже в структуру движений столика и ленты вложено смещение сопел относительно емкостей, что позволяет при двух тактах дозирования за один цикл заполнять из каждого сопла по две емкости. Используя (1), выражения (2) и (3) можно привести к виду

$$\text{для варианта I: } t_{dm} = t_{\min} + S_1 m \left(\frac{1}{V_s} - \frac{1}{V} \right); \quad (4)$$

$$\text{для варианта II: } t_{dm} = t_{\min} + \frac{S_1 m}{2} \left(\frac{1}{V_s} - \frac{1}{V} \right), \quad (5)$$

где второе слагаемое явно выражает приращение времени дозирования, полученное в результате совмещения движений сопел и ленты с емкостями.

Значение t_{dm} определяет максимальное время, которое за счет совмещения операций можно выделить из минимального машинного цикла T для выполнения операции дозирования. Если это время будет кратно времени t_d излива дозы, т.е. если $t_{dm} = kt_d$, где k — число тактов дозирования, необходимых для заполнения всех $n \times m$ емкостей, то простои дозирующей системы будут минимальны, а линия будет иметь максимальную производительность. Это означает, что при любом конкретном значении t_d , зависящем от свойств дозируемого продукта, для каждого из рассматриваемых вариантов организации синхронного движения существует оптимальная рядность m_{opt} линии, при которой достигается максимальная интенсивность работы дозирующей системы.

Возможности многоканальных дозаторов по быстродействию. Если время t_{min} определяется только свойствами корпусного и покровного материалов, составляющих упаковку, и технологией их обработки для получения герметичной емкости, то значение t_d зависит только от возможностей дозатора, точнее, от того, насколько быстро он может выдать требуемую дозу продукта. Наиболее быстродействующими являются дозаторы “Direct filling” [1], которые не содержат приводных цилиндров и работают от давления дозируемого продукта в напорном продуктопроводе. В отличие от традиционных дозаторов [2, 3], где в зависимости от положения 3-ходового крана последовательно выполняются этапы набора дозы из промежуточного бака и ее выдачи в выходное сопло, дозаторы “Direct filling” могут выдавать дозы практически непрерывно без задержки на набор дозы, поскольку в них каждый этап выдачи дозы всегда сопровождается набором и фиксацией дозы для следующего цикла дозирования.

В порционных FFS-линиях наиболее часто используются линейные модульные дозаторы, объединенные в пакет общим продуктопроводом и общей системой управления. В результате такой пакет из N модулей представляет собой насадку на напорный продуктопровод, преобразующую один непрерывный поток жидкости в последовательность фиксированных доз, распределенных по N или $2N$ каналам.

N каналов образуется в том случае, если пакет сформирован из N одноканальных модулей. Каждый такой модуль (рис. 3а) имеет входной канал 1, соединенный с напорным продуктопроводом 2, и выходной канал 3, по которому продукт поступает к соплу 4. Входной канал 1 можно перекрыть управляемыми пневмоклапанами 5 и 6, а выходной канал 3 — клапанами 7 и 8. Каналы соединены между собой мерной гильзой 9, в которой между упорами 10 и 11 (один из них является микрометрическим винтом для регулирования дозы) размещен плавающий поршень 12. В исходном состоянии все клапаны 5, 6, 7, 8 закрыты, а поршень 12 находится на одном из упоров, например, на упоре 10. При открытии клапанов 5 и 7 поршень 12 под давлением продукта переместится до упора 11, выдавив соответствующую дозу продукта в выходной канал 3 и сопло 4. Закрыв клапаны 5, 7 и открыв 6, 8, получим обратное фиксированное перемещение поршня 12 и соответствующую дозу на выходе 4 модуля. Таким образом, за счет чередования закрытия и открытия клапанов на различных диагоналях устройства на одном его выходном канале формируется последовательность фиксированных доз. При этом для выдачи одной дозы и заполнения одной емкости достаточно одного такта дозирования независимо от того, на каком упоре находится поршень 12. Условное обозначение одноканального модуля, используемое на последующих рисунках, приведено на рис. 3а справа.

$2N$ каналов получим, если пакет сформируем из двухканальных модулей. В отличие от одноканального такой модуль (рис. 3б) имеет два выходных канала 3а и 3б и соответственно два сопла 4а и 4б. В результате при последовательном закрытии и открытии клапанов на различных диагоналях модуля дозы будут выдаваться в каждый канал поочередно, и на выходе каждого канала будет формироваться последовательность доз,

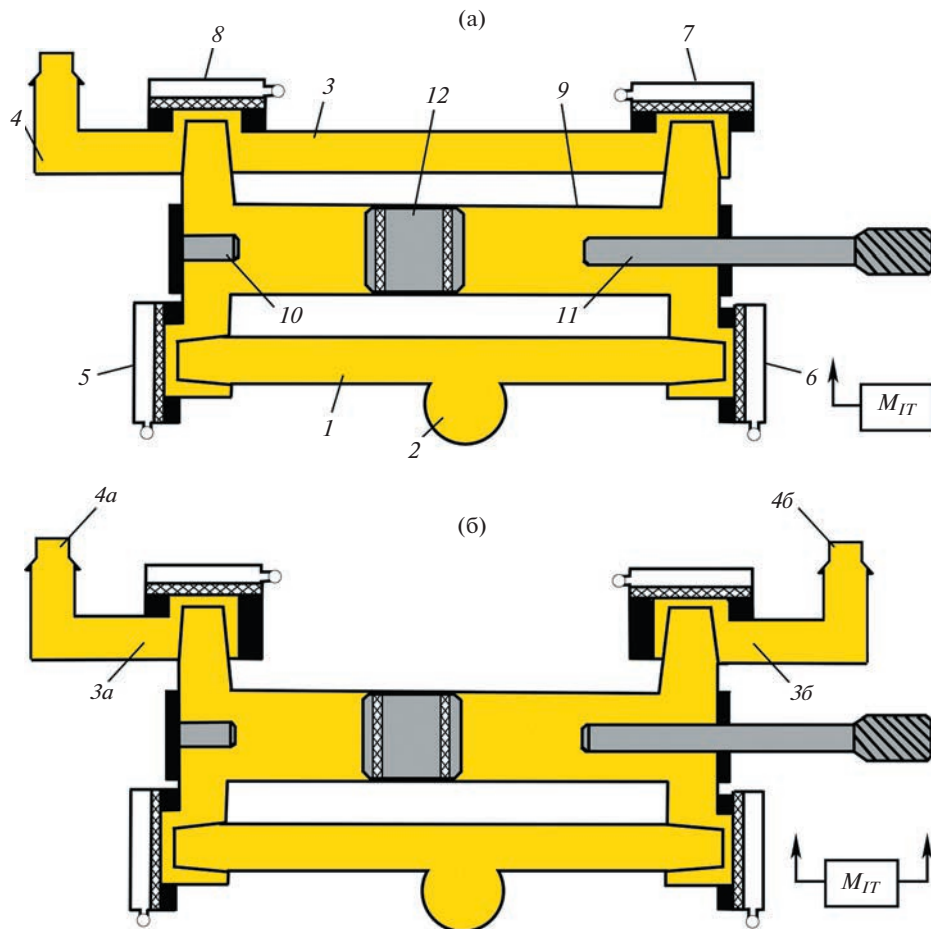


Рис. 3. Схемы однотактного (а) и двухтактного (б) модулей дозатора Direct Filling.

отделенных друг от друга одним “пустым” тактом дозирования. Это означает, что для заполнения одной емкости по любому из двух каналов модуля в общем случае необходимо затратить время, равное двум тактам дозирования. Условное обозначение двухтактного модуля показано на рис. 3б справа. В один пакет могут собираться как одно-, так и двухтактные модули.

Как видно из представленных схем, одно- и двухтактные модули почти одинаковы и мало чем отличаются по трудоемкости своего изготовления. Поэтому при создании многоканальных систем дозирования для FFS-автоматов всегда появляется желание упростить и удешевить систему за счет уменьшения числа N модулей в пакете путем замены двух однотактных модулей одним двухтактным. Однако такая замена не является эквивалентной: для заполнения двух емкостей двумя однотактными модулями достаточно одного такта дозирования (модули работают параллельно), а при использовании двухтактного модуля заполнение тех же емкостей происходит последовательно, что требует двух тактов дозирования. Поэтому замену можно проводить, если это допускает машинный цикл, т.е. если $t_d \leq t_{dm}/2$.

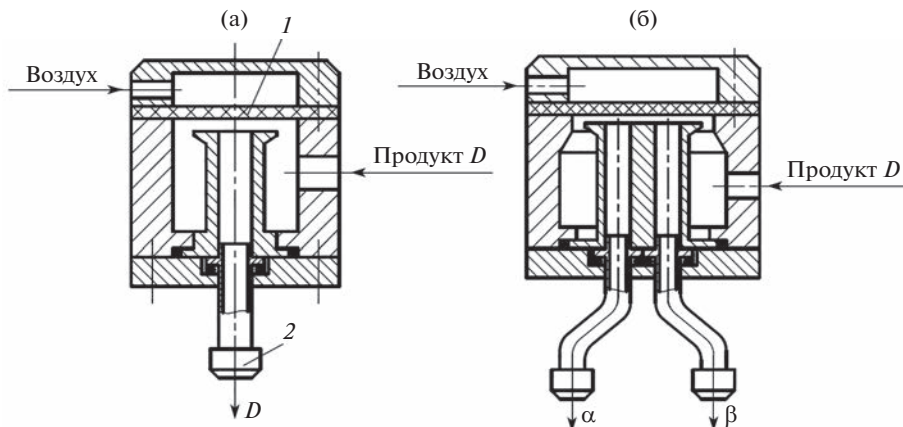


Рис. 4. Схемы сопла одинарного (а) и двойного (б) истечения.

Существенное влияние на быстродействие выдачи дозы оказывает конструкция выходного сопла. Для дозирующей системы “Direct filling” разработаны сопла одинарного (рис. 4а) и двойного (рис. 4б) истечения, используемые для дозирования жидких продуктов (соевого соуса, растительного масла и т.п.). Сопла оснащены пневмоуправляемым клапаном 1, перекрывающим канал после завершения дозирования. Такой клапан при “схлопывании” сбрасывает последнюю каплю продукта в емкость и исключает возможность возникновения капли при быстром перемещении столика.

Основная задача, возникающая при проектировании одинарного сопла (рис. 4а) — это обеспечение максимального расхода для достижения минимального времени t_d выдачи дозы. Здесь ограничивающим фактором является скорость истечения. При большой скорости истечения наблюдается разбрызгивание продукта при ударе струи о доньшко емкости. Для устранения такого дефекта в выходной канал дозатора обычно встраивают регулируемый продуктовый дроссель, а сечение выходной насадки 2 на сопло делают максимально возможным, что ограничено силой поверхностного натяжения, удерживающей запертой клапаном 1 столб дозируемой жидкости. Поскольку эта сила, как правило, неизвестна, сопло оснащают насадками различного диаметра 6–12 мм, выбор из которых осуществляют на основе экспериментальных результатов при пробных фасовках конкретного продукта.

Задача достижения минимального времени t_d излива дозы D кардинально решается при использовании сопла двойного истечения (рис. 4б). Здесь в одном сопле организовано два канала и при поступлении дозы D от дозатора она разделится на две части α и β . Если проходные сечения обоих каналов одинаковы и равны проходному сечению одинарного сопла, то при равной скорости истечения время t_d излива дозы через сопло двойного истечения уменьшится в 2 раза. Однако при этом необходимо учитывать два важных обстоятельства: 1. Получение полной дозы D в одной емкости требует двух тактов дозирования; 2. Поскольку $D = \alpha + \beta$, но $\alpha \neq \beta$, в силу различного сопротивления истечению в этих двух каналах, следует организовывать смещение емкостей относительно выходных насадок сопла так, чтобы объемы α и β , составляющие дозу D , попадали в одну емкость.

Разнообразие элементов системы “Direct filling” позволяет создавать различные **многоканальные схемы дозирования для FFS-автоматов**, отличающиеся как составом и количеством необходимых модулей, так и временем (количеством тактов) выполне-

ния операции дозирования за один минимальный рабочий цикл. В табл. 1 приведены возможные схемы дозирования для двухрядной ($m = 2$, левый ряд схем) и четырехрядной ($m = 4$, правый ряд) автоматической линии. Каждая схема иллюстрирует процесс заполнения m емкостей, расположенных в одном ручье по рядам многорядной линии и образующим шаг S протяжки ленты за один цикл. Предполагается, что для остальных ручьев линии схема не изменяется. В двух верхних строках табл. 1 показаны схемы дозирования, в которых осуществляется синхронное смещение столика с соплами на шаг S в соответствии с вариантом I. Этим схемам соответствует циклограмма работы линии, представленная на рис. 2а+б. В трех нижних строках представлены схемы со смещением столика на $S/2$ по варианту II — им соответствует циклограмма на рис. 2а+в. В каждой ячейке табл. 1 для представленной в ней схемы указаны: количество k тактов дозирования, которое необходимо выполнить за один машинный цикл; общее число K каналов дозатора, равное числу одинарных сопел для заполнения $n \times m$ емкостей; количество M задействованных в схеме модулей, при этом не делается различия между одно- и двухтактными модулями, поскольку их габариты и трудоемкость изготовления примерно одинаковы, а при проектировании линии важны габариты пакета модулей и его общая стоимость. При расчете численных значений M и K предполагается, что линия 4-ручьева, т.е. $n = 4$.

Схемы в верхней строке табл. 1 по количеству используемых каналов полностью соответствуют традиционному построению дозирующих систем для FFS-линий. В них заполнение всех $n \times m$ емкостей проводится за один такт. Поэтому увеличенное время $t_{dm} \approx t_d$, полученное по (4) за счет совмещения операций, позволяет на существующих линиях расширить диапазон дозируемых объемов при сохранении минимального машинного цикла. Если $t_d \approx t_{dm}/2$, то при использовании двухтактных модулей системы “Direct filling” ($k = 2$ — вторая строка табл. 1), кроме расширения диапазона доз, достигается двухкратное уменьшение числа M модулей в пакете.

При синхронном движении сопел на длине $S/2$ перемещения ленты (схемы в третьей строке таблицы) число тактов $k = 2$, а увеличенное время $t_{dm} \approx 2t_d$, полученное по (5) в результате совмещения операций, позволяет в два раза уменьшить число необходимых каналов K и модулей M . Переход с одноктактных модулей на двухтактные (четвертая строка табл. 1) увеличивает число необходимых тактов до $k = 4$ и, если допустимо условие $t_d \approx t_{dm}/4$, то число модулей в пакете уменьшается в четыре раза. Если же $t_d > t_{dm}/2$ для двухрядной линии или $t_d > t_{dm}/4$ для четырехрядной, то можно сохранить все эти преимущества, существенно уменьшив время t_d излива дозы за счет распараллеливания операции дозирования путем замены одинарных сопел на сопла двойного истечения (схемы в нижней строке табл. 1).

Из приведенного описания понятно, что схемы, показанные в верхней части таблицы, целесообразно применять при больших дозах $D > 50$ мл. При анализе схем, расположенных ниже, видно, что растет число k тактов дозирования, необходимое для заполнения $n \cdot m$ емкостей, что ограничивает допустимое время t_d излива дозы. Поэтому схемы, представленные в нижней части таблицы, целесообразно использовать в порционных линиях FFS, которые, в основном, производят продукцию с малой дозировкой по 10–40 мл. Именно на порционных линиях достигается максимальный эффект от введения синхронного смещения сопел на $S/2$: увеличение производительности линии при одновременном уменьшении числа K необходимых каналов дозатора. Тем не менее нет ясности в том, какую схему дозирования следует реализовывать на автоматической линии, когда задана конкретная доза конкретного продукта.

Методика выбора схемы дозирования и определения оптимальной рядности $m_{\text{опт}}$ автоматической линии демонстрируется на конкретном примере адаптации линии мод. АЛБ165 производства фирмы “Рекупер” [4] для изготовления порционных упаковок

Таблица 1

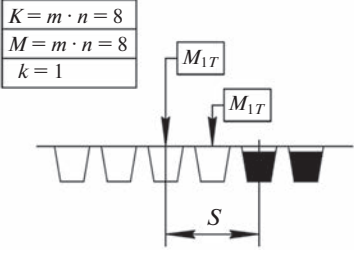
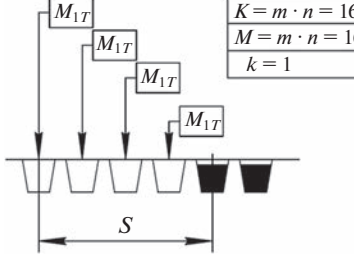
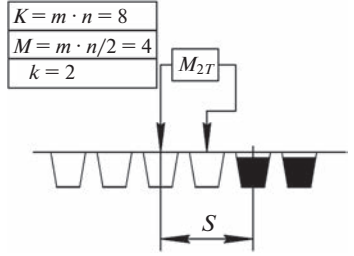
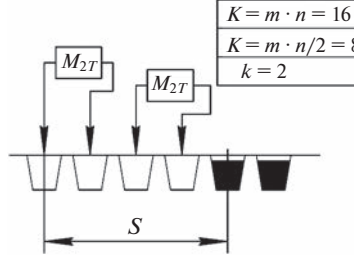
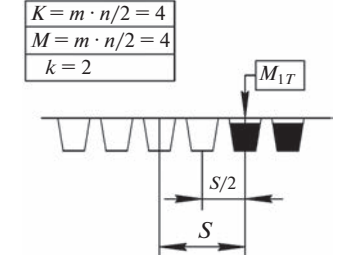
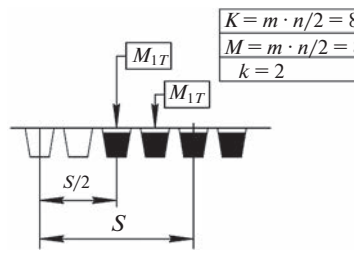
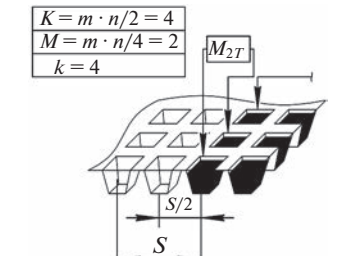
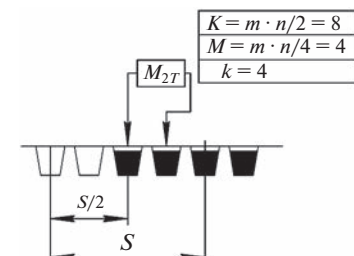
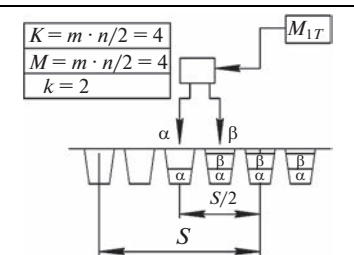
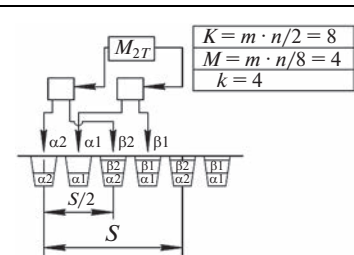
	Двухрядная линия ($m = 2$)	Четырехрядная линия ($m = 4$)
Смещение сопел на S (вариант I)	$K = m \cdot n = 8$ $M = m \cdot n = 8$ $k = 1$ 	$K = m \cdot n = 16$ $M = m \cdot n = 16$ $k = 1$ 
	$K = m \cdot n = 8$ $M = m \cdot n/2 = 4$ $k = 2$ 	$K = m \cdot n = 16$ $K = m \cdot n/2 = 8$ $k = 2$ 
Смещение сопел на $S/2$ (вариант II)	$K = m \cdot n/2 = 4$ $M = m \cdot n/2 = 4$ $k = 2$ 	$K = m \cdot n/2 = 8$ $M = m \cdot n/2 = 8$ $k = 2$ 
	$K = m \cdot n/2 = 4$ $M = m \cdot n/4 = 2$ $k = 4$ 	$K = m \cdot n/2 = 8$ $M = m \cdot n/4 = 4$ $k = 4$ 
	$K = m \cdot n/2 = 4$ $M = m \cdot n/2 = 4$ $k = 2$ 	$K = m \cdot n/2 = 8$ $M = m \cdot n/8 = 4$ $k = 4$ 

Таблица 2

Число рядов m	Минимальное время цикла T , с	Производительность линии P , шт./ч	Допускаемое время $[t_d]$ дозирования				
			для варианта I			для варианта II	
			$k = 1$	$k = 2$	$k = 4$	$k = 2$	$k = 4$
1	2.7	5330	2.35	1.175	0.5875	—	—
2	3.4	8470	2.70	1.350	0.675	1.175	0.5875
4	4.8	12000	3.40	1.70	0.850	1.350	0.6750
6	6.2	13935	4.10	2.05	1.025	1.525	0.7625
8	7.6	15155	4.80	2.40	1.20	1.70	0.850

соевого соуса. Заказчиком линии заданы объем дозы продукта в упаковке $D = 40$ мл и ее размеры: длина $S_1 = 70$ мм и ширина $H = 60$ мм. По опыту и экспериментальным данным, накопленным фирмой “Рекупер” при работе с соевым соусом, известны следующие параметры, зависящие от свойств дозируемого продукта: $V_s = 100$ мм/с — максимальная скорость ленты с емкостями, при которой отсутствует выплескивание продукта из емкости на этапах разгона и торможения; $Q = 30$ мл/с — максимальная скорость спокойного (без разбрызгивания) истечения соуса из сопла $\varnothing 8$ мм. Этих данных достаточно для определения: числа ручьев линии $n = 240/H = 4$, где 240 — ширина ленты, применяемой в линиях АЛБ165 для формовки емкостей; времени выдачи дозы $t_d = D/Q = 1.33$ с; при использовании сопел двойного истечения t_d уменьшается до 0.66 с. Для серийной линии АЛБ165 известно минимальное время выполнения технологических операций $t_{\min} = 2.0$ с.

Выбор схемы дозирования и определения m_{opt} базируется на сравнении времени выдачи дозы t_d со временем дозирования $[t_d]$, которое допускается минимальным машинным циклом при различной рядности m и возможных количествах k тактов дозирования. В табл. 2 для приведенных выше данных показаны результаты расчетов T по формуле (1), соответствующие им значения проектной производительности линии $P = 3600 \times n \times m/T$ и допускаемые времена дозирования $[t_d] = t_{dm}/k$, вычисленные по (4) для варианта I и по (5) для варианта II организации синхронного движения. При этом было принято, что скорость возвратного движения столика с соплами $V = 2V_s$.

При синхронном смещении сопел (табл. 2) на шаг S (вариант I) оптимальной для производства упаковок соевого соуса по 40 мл является двухрядная линия ($m_{\text{opt}} = 2$) с двумя тактами дозирования ($k = 2$). Этим параметрам соответствует схема, показанная в табл. 1 во второй строке слева. Здесь под оптимальностью понимается максимальная загруженность дозатора ($[t_d] = 1.35 \approx t_d = 1.33$) при минимальном машинном цикле $T = 3.4$ с, что обеспечивает производительность $P = 8470$ уп./ч. Линия должна быть оснащена пакетом из $n \times m/2 = 4$ двухтактных модулей.

При варианте II (смещение столика на $S/2$) оптимальной ($[t_d] \approx t_d$) является 4-рядная линия с $k = 2$, схема дозирования для которой представлена в табл. 1 в третьей строке справа. Линия имеет минимальный цикл $T = 4.8$ с, производительность $P = 12000$ уп./ч и дозатор, состоящий из $n \times m/2 = 8$ одноктактных модулей. При необходимости уменьшить пакет можно воспользоваться соплами двойного истечения. Тогда для рассматриваемой задачи время t_d станет равным 0.66 с, для которого, как следует из табл. 2, $m_{\text{opt}} = 4$ при $k = 4$. Как следует из схемы табл. 1 (нижняя строка

справа), удовлетворяющей этим условиям, для обеспечения производительности линии в 12000 уп./ч достаточно пакета из $n \times m/4 = 4$ двухтактных модулей.

Найденная оптимальная схема линии с $m_{\text{opt}} = 4$ и $k = 2$, имеющая производительность $P = 12000$ уп./ч, по количеству и номенклатуре используемых элементов дозатора полностью совпадает с традиционной схемой построения FFS-линий (сравните со схемой в верхней строке табл. 1, слева: $m = 2$, $k = 1$). В обоих случаях необходим пакет из 8-ми одноктактных модулей. Однако для традиционной схемы $P = 8470$ уп./ч. Такое существенное увеличение производительности линии на 42% при равном инструментальном обеспечении обусловлено только повышенной интенсивностью использования дозирующей системы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Саламандра Б.Л., Тывес Л.И., Саламандра К.Б., Корендяев Г.К. Direct filling – технология порционного дозирования вязких продуктов от напорного продуктопровода // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 6. С. 71.
2. Крайнев А.Ф. Машиноведение на языке схем, рисунков и чертежей. Книга 1. Технология, машины и оборудование. М.: Издательский дом “Спектр”, 2010.
3. Финкельштейн С.М. Автоматические дозаторы для жидкостей // Автоматизация производственных процессов. Вып. IV. М.: Наука, 1964. С. 68.
4. Рекупер – Производство фасовочно-упаковочного оборудования URL: <http://Recuper.ru/>

**АВТОМАТИЗАЦИЯ И УПРАВЛЕНИЕ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

УДК 621.9.02-589.22

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ МАТЕРИАЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ
ЗА СЧЕТ КОГЕРЕНТНОЙ РАБОТЫ ИСТОЧНИКА И ПОТРЕБИТЕЛЯ
МЕХАНИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ**

© 2023 г. А. В. Егоров¹, В. Г. Шрам^{2,*}, Ю. Ф. Кайзер^{2,4}, А. В. Лысянников^{2,4},
Ю. Н. Безбородов², К. С. Степанова³, А. В. Кузнецов^{2,4}, В. Л. Тюканов²

¹*Саровский физико-технический институт, филиал НИЯУ МИФИ, Саров, Россия*

²*Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия*

³*Поволжский государственный технологический университет, Йошкар-Ола, Россия*

⁴*Красноярский государственный аграрный университет, Красноярск, Россия*

*e-mail: Shram18rus@mail.ru

Поступила в редакцию 14.10.2021 г.

После доработки 10.10.2022 г.

Принята к публикации 20.10.2022 г.

Одним из возможных путей повышения эффективности функционирования сложных систем является метод когерентной работы отдельных элементов системы. Повышение эффективности работы материалорежущего оборудования возможно путем обеспечения оптимального положения между валом приводного электродвигателя и жестко связанного с ним напрямую режущего инструмента. Оптимальное взаимное положение вала приводного электродвигателя и режущего инструмента можно достичь при совмещении максимумов генерируемого и потребляемого крутящего момента. Любое отклонение взаимного положения максимума генерируемого и минимума потребляемого крутящего момента приводит к знакопеременным колебаниям крутящего момента в системе вращающихся масс “вал приводного электродвигателя–режущий инструмент”. Недостаток генерируемого крутящего момента для преодоления потребного крутящего момента ведет к увеличению скольжения приводного электродвигателя и локальному снижению коэффициента полезного действия в течение примерно 180 градусов угла поворота вала приводного электродвигателя.

Ключевые слова: материалорежущее оборудование, крутящий момент, вал приводного электродвигателя, коэффициента полезного действия

DOI: 10.31857/S0235711923010030, **EDN:** ATEZVY

Одним из возможных путей повышения эффективности функционирования сложных систем является метод когерентной работы отдельных элементов системы. В настоящее время основные работы по обеспечению когерентной работы компонентов сложных систем сосредоточены в области электроэнергетических систем [1–7].

На основе сравнения работы отдельных компонентов сложных систем и определения их когерентности разрабатываются методы контроля технического состояния механических систем [8, 9].

Когерентная работа компонентов оборудования добывающих и обрабатывающих систем практически не рассматривается.

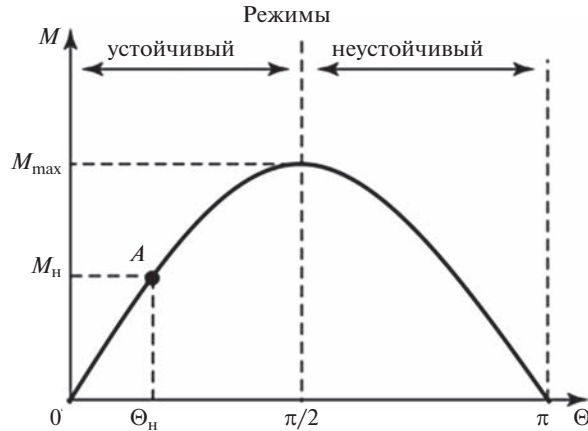


Рис. 1. Угловая характеристика синхронного электродвигателя: M — крутящий момент, развиваемый на валу электродвигателя; M_n — номинальный крутящий момент; $M_{\max}$ — максимальный крутящий момент; Θ — угол поворота вала двигателя.

Вопросы когерентной работы машиностроительного оборудования рассмотрены лишь компанией Форд в части когерентной работы металлообрабатывающих центров, оснащенных большим количеством режущего инструмента [10].

Основу механического обрабатывающего оборудования составляют станки, содержащие в своем составе генераторы и потребители механической мощности. Синхронизация их работы в части выработки и потребления механической мощности является одним из путей повышения эффективности материалобрабатывающего оборудования.

Настоящая статья содержит научно-техническое обоснование повышения эффективности материалорежущих станков за счет когерентной работы источника и потребителя механической мощности.

В качестве источника механической мощности в механическом материалобрабатывающем оборудовании применяются асинхронные и синхронные электрические машины. Вал электрического двигателя посредством механической передачи или напрямую соединяется с режущим инструментом. Далее в настоящей статье будем исходить из условия прямого соединения вала приводного электродвигателя с механическим режущим инструментом.

Из курса электротехники хорошо известна угловая характеристика синхронного двигателя (рис. 1).

В монографии Ю.Н. Внукова [11] представлена форма колебаний силы резания (потребного крутящего момента) для условия неравномерного фрезерования с выходом соседних зубьев фрезы из зацепления с деталью (рис. 2).

Для случая, когда один зуб фрезы выходит из зацепления, а второй сразу входит, время холостого хода будет стремиться к нулю, а колебания силы резания будут стремиться к положительному синусоидальному закону.

Сравнивая графики, представленные на рис. 1, 2 можно заметить, что генерация крутящего момента электродвигателем и потребление крутящего момента фрезой совпадают по форме. При полном совпадении по фазе колебаний генерируемого и потребляемого крутящего момента при прямом приводе режущего инструмента металлорежущего станка можно достигнуть его когерентной работы. Естественным условием работоспособности механизма является превышение или равенство по амплитуде

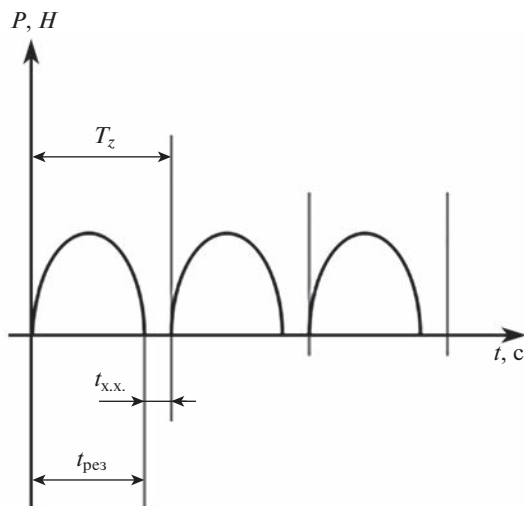


Рис. 2. График колебаний силы резания при неравномерном фрезеровании: P — усилие резания; T_z — период зубцовой частоты фрезы; $t_{рез}$ — время резания; $t_{х.х.}$ — время холостого хода.

генерируемого крутящего момента и затрачиваемого на резание материала. Также важным условием является равенство количества полюсов приводного электродвигателя количеству режущих зубьев фрезы.

С целью выявления влияния разницы положения по углу поворота максимумов кривой генерации и потребления крутящего момента на величину суммарного доступного крутящего момента в жестко сцепленной системе вращающихся масс “вал приводного двигателя—фреза” выполним математическое моделирование. Для целей моделирования будем считать, что закон изменения генерируемого и потребного крутящего момента осуществляется по синусоидальному закону. А генерируемый крутящий момент полностью расходуется на компенсацию потребного крутящего момента в режиме когерентности. Результаты моделирования представлены на рис. 3.

При совпадении максимума генерации и потребления крутящего момента (рис. 3) достигается наиболее стабильный режим работы с колебаниями доступного крутящего момента близкого к минимуму. Наиболее неравномерный режим работы приводного электродвигателя достигается, когда максимум генерации и максимум потребления крутящего момента сдвинуты по отношению друг к другу на угол 90° .

Любое отклонение максимума генерируемого крутящего момента приводит к значительной переменной доступного крутящего момента в смоделированной системе.

Уход в минус доступного крутящего момента для приводного электродвигателя будет означать увеличение скольжения и, как следствие, потерю коэффициента полезного действия в течение примерно 180° угла поворота ротора приводного электродвигателя.

Выводы. 1. Повышение эффективности работы материалорежущего оборудования возможно путем обеспечения оптимального положения между валом приводного электродвигателя и жестко связанного с ним напрямую режущего инструмента. **2.** Оптимальное взаимное положение вала приводного электродвигателя и режущего инструмента можно достигнуть при совмещении максимумов генерируемого и потребляемого крутящего момента. **3.** Любое отклонение взаимного положения максимума генерируемого и минимума потребляемого крутящего момента приводит к значитель-



Рис. 3. Влияние разницы положения по углу поворота максимумов кривой генерации и потребления крутящего момента на величину суммарного доступного крутящего момента: 1 – при угле 0°; 2 – при угле 45°; 3 – при угле 90°; 4 – при угле 135°.

менным колебаниям крутящего момента в системе вращающихся масс “вал приводного электродвигателя–режущий инструмент”. 4. Недостаток генерируемого крутящего момента для преодоления потребного крутящего момента ведет к увеличению скольжения приводного электродвигателя и локальному снижению коэффициента полезного действия в течение примерно 180 градусов угла поворота вала приводного электродвигателя.

КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Benmiloud O., Arif S. Identification of Coherent Generators in Multi-Machine Power Systems // Int. Conf. on Advanced Electrical Engineering, ICAEE-2019. 2019. 9015067.
2. Gupta A.K., Verma K., Niazi K.R. Power system low frequency oscillations monitoring and generator coherency determination in real time // Int. Conf. on Innovative Smart Grid Technologies, ISGT Asia-2018. 2018. P. 752.
3. Khan S., Shariff S., Ahmad A., Saad Alam M. A Comprehensive Review on Level 2 Charging System for Electric Vehicles // Smart Science. 2018. V. 6. Iss. 3. P. 271.
4. Widl E., Jacobs T., Schwabeneder D., Schuelke A., Auer H. Studying the potential of multi-carrier energy distribution grids: A holistic approach // Energy. 2018. V. 153. P. 519.
5. Soni B.P., Saxena A., Gupta V. Online identification of coherent generators in power system by using SVM // 2017 4th Int. Conf. on Power, Control and Embedded Systems, ICPCES-2017. 2017. P. 1.
6. Li C., Xu J., Zhao C., Liu W. Coherency equivalence method for voltage source converter based on virtual synchronous generator. Diangong Jishu Xuebao // Transactions of China Electrotechnical Society. 2016. V. 31. Iss. 13. P. 111.

-
7. *Zhang H.-B., Zheng Z.-Q., Li Z.-N., Xun G., Sun Y.-W.* An analytic hierarchy process based method for identifying coherent generator groups // China Int. Conf. on Electricity Distribution, CIGRE, 2014. P. 490.
 8. *Pavlov A.I., Egorov A.V., Polyagin I.A., Kozlov K.E.* A method for functional diagnosis of hydraulic drives of forest machinery // Int. J. of Environmental and Science Education. 2016. V. 11. Iss. 18. P. 11331.
 9. *Pavlov A.I., Tarbeev A.A., Egorov A.V., Kaizer Y.F., Matkerimov T.Y.* Oscillating method for monitoring the technical condition of the hydraulic cylinders of manipulator machines // J. of Physics: Conference Series. 2020. V. 1515. Iss. 4. 042053.
 10. *Hamidieh Y.A., Seth B.B.* Drill breakage detection in two spindles station in a dial machine // SAE Transactions Section 5: J. of Materials & Manufacturing. 1996. V. 105. P. 950.
 11. *Внуков Ю.Н.* Автоколебания при фрезеровании тонкостенных элементов детали. Монография. Электронное издание. Запорожье: ЗНТУ, 2017. 208 с.