

ВЛИЯНИЕ ЗАЩИТНОЙ СРЕДЫ НА СВОЙСТВА ВЫСОКОХРОМИСТОГО НАПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА, ПРЕДНАЗНАЧЕННОГО ДЛЯ ПОКРЫТИЙ ЗАПОРНОЙ АРМАТУРЫ

В работе приведены результаты исследований структуры и твердости металла при наплавке сплошной проволокой 20X13 в различных защитных газовых средах. Установлено, что при наплавке в азотсодержащей защитной среде обеспечивается получение высокохромистого металла со стабильной структурой и свойствами в отличие от наплавки в широко применяемой газовой смеси Ar + CO₂.

Ключевые слова: защитные газы, наплавленный металл, твердость, нитриды, запорная арматура.

Актуальной проблемой на сегодняшний день является повышение межремонтного ресурса работы уплотнительных поверхностей запорной арматуры, поскольку изнашивание ее рабочих частей существенно влияет на работоспособность и безопасную эксплуатацию трубопроводов в целом [1].

Ведущее место при восстановлении и упрочнении деталей запорной арматуры занимает наплавка в среде защитных газов. Этот процесс наплавки является универсальным и позволяет получать огромное разнообразие поверхностных слоев, которые обладают специальными свойствами, такими как стойкость к истиранию, коррозии и эрозии [2, 3].

В соответствии с условиями работы твердость наплавленного металла уплотнительных поверхностей задвижек должна быть не менее 400 HV и обладать достаточной коррозионной стойкостью. Таким требованиям отвечает металл, полученный сплошной проволокой Св-20X13 при наплавке в среде защитных газов [4]. В качестве защитной среды при наплавке чаще всего используют смесь из аргона и углекислого газа. Однако качество формирования покрытий и стабильность распределения твердости металла, наплавленного в данной среде, обеспечиваются не всегда. Известно, что легирование азотом позволяет значительно повысить эти характеристики для высокохромистых сталей [5]. Введение азота из газовой фазы может положительно сказаться на эксплуатационных свойствах наплавленного металла. В то же время особенности использования азота при наплавке высоколегированных сталей изучены недостаточно.

В связи с вышеизложенным в работе проведены исследования структуры и твердости наплавленного металла, полученного проволокой 20X13

в азотсодержащих защитных средах, в сравнении с защитной смесью аргона и углекислого газа.

Наплавку производили сплошной проволокой диаметром 1,6 мм в 2 слоя на пластины из стали Ст3 размером 200x50x10 мм. В качестве защиты использовались газы: 100% азот; смесь 80% азота и 20% углекислого газа; 80% азота и 20% аргона и 80% аргона и 20% углекислого газа. Наплавка осуществлялась на режиме: сила тока 190–210 А; напряжение дуги 20–22 В; скорость наплавки 27 м/ч; скорость подачи проволоки 140 м/ч; расход защитного газа 8 л/мин.

Металлографические исследования наплавленного металла проводили на оптическом микроскопе Carl Zeiss AxioObserver A1m с использованием программной системы анализа фрагментов микроструктур Siams 700. Микроструктура выявлялась химическим травлением в реактивах составов: CuSO₄ — 4 г; HCl — 20 мл; H₂O — 20 мл и 4%-м раствором азотной кислоты. ДюрOMETрические испытания проводили с помощью твердомера Shimadzu HNV-2 (нагрузка P = 1,96 Н, шаг 100 мкм).

Методом математической статистики произведена сравнительная оценка распределения твердости по поверхности верхнего наплавленного слоя протяженностью 100–110 мм высокохромистой проволокой Св-20X13. Критериями оценки являлись среднеквадратичное отклонение σ и коэффициент вариации $v = \frac{\sigma}{B} \cdot 100$ (B — среднее значение твердости), меньшие значения которых соответствуют наплавленному металлу с более стабильной твердостью.

Установлено (табл. 1), что более стабильная твердость наплавленного металла обеспечивается в чистом азоте и смеси азота и аргона.

Статистическая обработка результатов измерения твердости по длине наплавленной поверхности проволокой Св-20Х13

Газ	Количество измерений	Среднее значение твердости, HV	Среднее отклонение твердости	Коэффициент вариации
N ₂ (80 %) + CO ₂ (20 %)	202	447,7	48,01	10,7
N ₂ (80 %) + Ar (20 %)	207	616,2	55,60	9,0
N ₂ (100 %)	215	647,2	39,77	6,1
Ar (80 %) + CO ₂ (20 %)	209	497,6	71,9	14,45

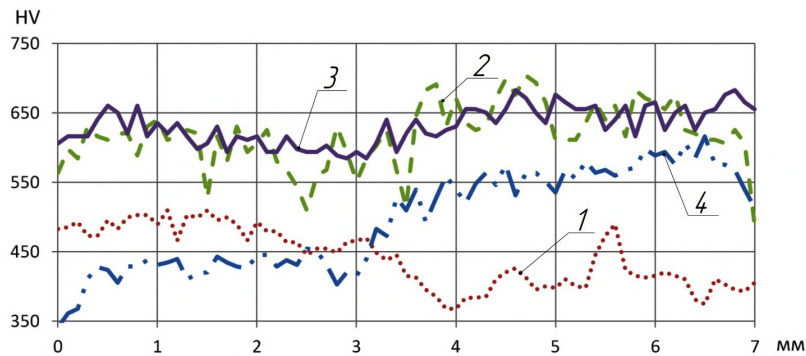


Рис. 1. Распределение микротвердости по сечению наплавленного слоя, полученного проволокой Св-20Х13 в защитных газах:
 1 — N₂ (80 %) + CO₂ (20 %); 2 — N₂ (80 %) + Ar (20 %);
 3 — N₂ (100 %); 4 — Ar (80 %) + CO₂ (20 %)

Результаты дюрометрических исследований высокохромистого наплавленного металла в различных защитных средах приведены на рис. 1. Установлено, что при двухслойной наплавке в различных комбинациях защитных газов среднее значение твердости варьируется от 450 до 650 HV. Высокие значения стабильности твердости достигаются в азотсодержащих защитных средах. При наплавке в чистом азоте и смеси азота и аргона наблюдаются наилучшие показатели средней твердости металла: соответственно 620–670 HV и 590–640 HV. При наплавке в смеси N₂ + CO₂ достигаются невысокие значения средней твердости металла, которые колеблются в пределах 420–470 HV. При наплавке в смеси аргона и углекислого газа происходит разброс твердости между наплавленными слоями и составляет 130 HV.

Для выявления причин в различии значений и распределения микротвердости в наплавленном металле, полученном проволокой Св-20Х13, проведены металлографические исследования.

Данные исследования показали, что структура металла, наплавленного в смеси Ar + CO₂, имеет троосто-мартенситную структуру с различным количеством феррита и карбидов хрома в слоях валика (рис. 2а).

Присутствие в данной смеси большого количества аргона вызывает глубокое проплавление основного металла Ст3, а следовательно, и значительное перемешивание его с наплавленным металлом в первом слое. Все это приводит к увеличению ферритной составляющей в структуре наплавленного первого слоя по сравнению со вторым, что и подтверждается разницей значений твердости между слоями.

При наплавке в защитных средах азота и азота и аргона структура металла характеризуется образованием высокопрочной α'-фазы — азотированного высокохромистого мартенсита с избыточным выделением мелкодисперсных карбонитридных фаз (рис. 2б, 2в). Металл, наплавленный в смеси азота и углекислого газа, имеет структуру α'-фазы с протяженными включениями эвтектоидной фазы α + γ' — азотистого феррита с неравномерно распределенными карбидами и нитридами железа и хрома (рис. 2г), что сказывается на низких показателях твердости.

Такие структурные различия наплавленного металла в азотсодержащих смесях объясняются тем, что при наличии CO₂ капли высокохромистого металла при переходе с проволоки в ванну интенсивно окисляются, так как длительное время находятся в области высоких температур. Кроме этого, в столбе дуги под действием высокой температуры образуется окисел NO, растворяющийся в расплавленном металле более интенсивно в сравнении с азотом. При кристаллизации сварочной ванны, вследствие скачкообразного падения растворимости NO, из нее выделяется азот, при этом наплавленный металл интенсивнее азотируется с образованием эвтектических фаз [6].

При наплавке в безокислительной газовой смеси наличие высокой концентрации азота приводит к интенсивному азотированию металла на стадиях формирования капли и ее перехода в сварочную ванну, что обеспечивает более дисперсную и однородную структуру наплавленного металла с включениями нитридов хрома и железа.

Таким образом, наплавленный металл, полученный высокохромистой проволокой в смесях N₂ + Ar

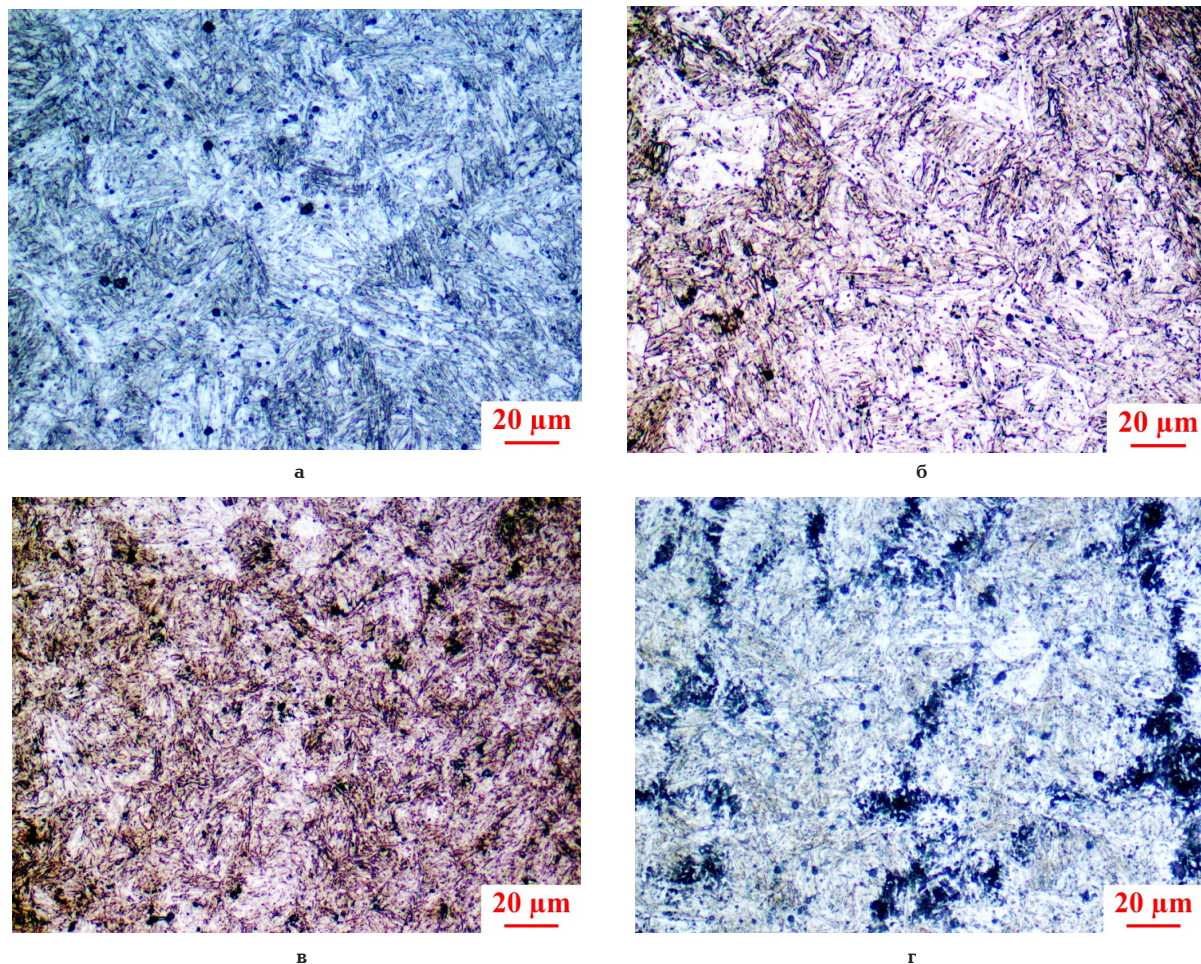


Рис. 2. Структура наплавленного металла сплошной проволокой 20X13 в различных защитных средах в состоянии после наплавки:

а — Ar (80 %) + CO₂ (20 %); б — N₂ (100 %); в — N₂ (80 %) + Ar (20 %); г — N₂ (80 %) + CO₂ (20 %)

и N₂, обладает структурой азотированного мартенсита, упрочненного мелкодисперсными карбидами и нитридами хрома, что обеспечивает стабильные и высокие значения твердости по сечению покрытия. Применение данных газовых защит при восстановительной наплавке проволокой Св-20X13 обеспечивает повышение твердости наплавленного слоя в 1,3 раза в сравнении с часто используемой смесью Ar+CO₂, что позволяет существенно повысить надежность и эксплуатационные характеристики запорной арматуры без дополнительных технологических приемов и экономических затрат.

Библиографический список

1. Гошко, А. И. Арматура трубопроводная целевого назначения. Выбор. Эксплуатация. Ремонт / А. И. Гошко. — М. : Машиностроение, 2003. — 432 с.
2. Калашников, А. И. Восстановление и упрочнение деталей машин автоматической наплавкой в среде защитных газов / А. И. Калашников. — Саратов : Изд-во Саратовского ун-та, 1978. — 176 с.
3. Eremin E. N., Losev A. S. (2015). Wear resistance increase of pipeline valves by overlaying welding flux-cored wire. *Procedia Engineering*, (113), pp. 435–440.
4. Еремин, А. Е. Структура и свойства высокохромистого металла запорной арматуры, наплавленного серийно выпускаемыми сварочными проволоками / А. Е. Еремин, Е. Н. Еремин, Ю. О. Филиппов [и др.] // Омский научный вестник. Сер. Приборы, машины и технологии. — 2014. — № 1 (127). — С. 55–58.

5. Effect of N on microstructure and mechanical properties of 16Cr5Ni1Mo martensitic stainless steel / X. P. Ma [et al.] // *Materials and Design*. — 2012. — Vol. 34. — P. 74–81.

6. Шеенко, И. Н. Современные наплавочные материалы на основе тугоплавких соединений / И. Н. Шеенко, В. Д. Орешкин, Ю. Д. Репкин. — Киев : Наукова думка, 1970. — 238 с.

ЕРЕМИН Евгений Николаевич, доктор технических наук, профессор (Россия), директор Машиностроительного института, заведующий кафедрой машиностроения и материаловедения, заведующий секцией «Оборудование и технология сварочного производства».

ЛОСЕВ Александр Сергеевич, старший преподаватель секции «Оборудование и технология сварочного производства» кафедры машиностроения и материаловедения.

БОРОДИХИН Сергей Александрович, ассистент секции «Оборудование и технология сварочного производства» кафедры машиностроения и материаловедения.

МАТАЛАСОВА Арина Евгеньевна, студентка гр. С-131 Машиностроительного института.

МАШАНОВА Дарья Олеговна, студентка гр. М-133 Машиностроительного института.

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

Статья поступила в редакцию 05.04.2016 г.

© Е. Н. Еремин, А. С. Лосев, С. А. Бородихин, А. Е. Маталасова, Д. О. Машанова

Омский государственный
технический университет
Научно-производственное
предприятие «Прогресс»,
г. Омск

УСТОЙЧИВОСТЬ СИСТЕМ АМОРТИЗАЦИИ С ДИСКРЕТНОЙ КОММУТАЦИЕЙ ЧАСТЕЙ УПРУГИХ ЭЛЕМЕНТОВ С КУСОЧНО-ЛИНЕЙНОЙ ХАРАКТЕРИСТИКОЙ ПОЗИЦИОННОЙ СИЛЫ

Определена устойчивость системы амортизации с дискретной коммутацией частей упругих элементов в рассматриваемом диапазоне параметров системы. Построены частотные характеристики показателя степени в экспоненциальном решении дифференциального уравнения относительно отклонения амплитуды при фиксированном отношении масс и предельном возмущении. Рассмотрена работа позиционной силы системы амортизации с дискретной коммутацией частей упругих элементов. Установлено, что работа позиционной силы есть многозначная функция обобщенной координаты, и поэтому работа по замкнутому пути не будет равна нулю.

Ключевые слова: устойчивость стационарных амплитуд, поверхность связи, работа позиционной силы, потенциальная энергия, показатель степени, частотные характеристики.

Введение. Вопрос устойчивости стационарных амплитуд относительных колебаний при вынужденном движении имеет решающее значение для любой системы амортизации. При любом возмущении стационарного режима система либо будет стремиться к устойчивому в малом состоянии равновесия (амплитуда колебаний будет уменьшаться, колебания — затухать), либо неограниченно удаляться от исследуемого стационарного режима (амплитуда колебаний будет нарастать) в зависимости от знака начального возмущения [1, с. 227].

Постановка задачи. По закону сохранения энергии в стационарном режиме количество энергии, рассеиваемое эквивалентной неконсервативной силой при некоторых стационарных значениях амплитуды относительных колебаний за один период колебаний вынужденного движения, равно количеству энергии, вносимой в систему вынуждающей переносной силой инерции. В переходных режимах, возникающих, например, после некоторого возмущения стационарного режима системы, когда амплитуда меняется на некоторое значение $\Delta A_{q,rel}$, рассеиваемая и вносимая энергии также будут отличаться от своих стационарных значений. Кроме того, появится отличное от нуля изменение потенциальной энергии.

В статье рассматривается задача нахождения условия устойчивости системы амортизации с дискретной коммутацией частей упругих элементов в переходных режимах.

Обобщенная динамическая модель систем амортизации с дискретной коммутацией (СА с ДК). В системах амортизации в качестве рабочих сред, применяемых для создания деформируемого и аккумулирующего элементов между защищаемым объектом и основанием, может использоваться упругое тело в различных конструктивных исполнениях, жидкость, газ [2, с. 58].

В случае использования в качестве рабочего тела упругих элементов газа в моменты коммутации любая сколь угодно малая часть его может перетечь из деформируемой части в аккумулирующую и наоборот, в то время как в элементах из твердых деформируемых тел переносится некоторая ограниченная часть обоих элементов. Несмотря на это, различие, обусловленное физическими свойствами рабочих тел, способы осуществления их дискретной коммутации одинаковы. Общим свойством этих СА является энерго- и массоперенос между деформируемыми и аккумулирующими элементами, который происходит вследствие весьма быстрого наложения и снятия жесткой связи [2, с. 63].

В случае использования газа эту связь можно представить как некоторую жесткую оболочку Sh и жесткий тонкий диск Bind (рис. 1). В положении статического равновесия суммарная масса газа в цилиндре $M_{\Sigma} = M_{def,0} + M_{acc,0}$ распределяется между элементами в некотором отношении $\mu = M_{acc,0} / M_{def,0} = I_{acc,0} / I_{def,0}$ [2]. Это и производное распределение массы газа между частями при

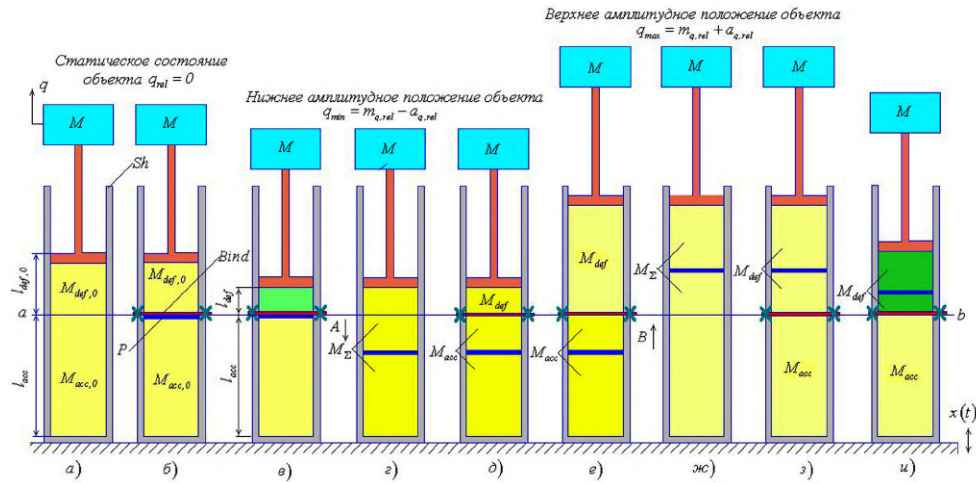


Рис. 1. Обобщенная динамическая модель систем амортизации с дискретной коммутацией упругих элементов

колебаниях осуществляется путем установки диска Bind и соединения его с оболочкой Sh всегда в одном и том же положении. Для имитации массопереноса между элементами состояния статического равновесия устанавливается тонкий безмассовый поршень P (рис. 1).

1. Поверхность связи параметров решения и отношения масс частей СА с ДК частей с кусочно-линейной характеристикой позиционной силы. Уравнение поверхности связи параметров решения и отношения масс имеет вид [2, с. 106]

$$M_{F,def} = M_{q,rel} - 1 + \frac{\mu A_{q,rel}^2}{M_{q,rel}^2 - A_{q,rel}^2} = 0, \quad (1)$$

где $\mu = M_{acc,0}/M_{def,0} = l_{acc,0}/l_{def,0}$ — отношение масс аккумулирующей и деформируемой части; $M_{q,rel} = 1 + m_{q,rel}/l_{def,0}$ — смещение центра колебаний по отношению к состоянию статического равновесия; $A_{q,rel} = a_{q,rel}/l_{def,0}$ — амплитуда колебаний.

Уравнение (1) будет иметь до трех корней $M_{q,rel}^{(1,2,3)}$ и всегда два корня $A_{q,rel}^{(1,2)}$ (рис. 2).

При любых значениях параметра μ (кроме 0 и ∞) одна и та же амплитуда может устанавливаться при трех различных значениях смещения (рис. 2). Горизонтальная прямая *ab*, на которой $M_{q,rel} = 1$ при $\mu=0$, соответствует линейной консервативной системе. В состоянии равновесия (горизонтальная прямая *bc*) смещение также равно нулю, т.е. $M_{q,rel} = 1$ при любом μ .

2. Работа позиционной силы, потенциальная энергия и количество рассеянной энергии гармонически линеаризованной системы. В системах с коммутацией (необязательно дискретной) частей позиционная сила зависит не только от обобщенных координат, но и от способа коммутации, так как от него зависит величина смещения состояния статического равновесия $\Delta L_{def}^{l,unl}$. По-разному коммутируя части, можно получать разные неоднозначные и недифференцируемые зависимости силы и ее работы от координаты. Особенно ясно это видно на примере СА с пневмоэлементами с непрерывной или дискретной коммутацией их частей [2, с. 72–73].

Выражение для элементарной работы не является полным дифференциалом некоторой функ-

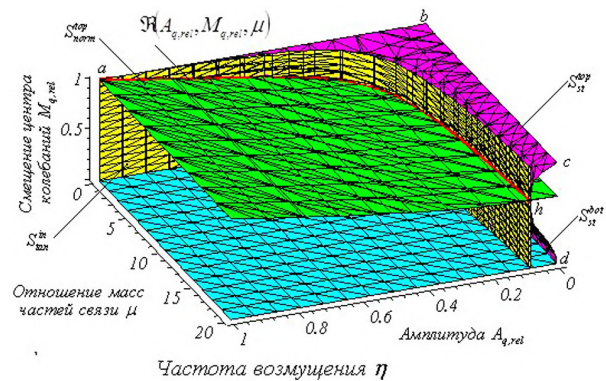


Рис. 2. Поверхность связи параметров и отношения масс частей. Линия экстремальных амплитуд $\Re(A_{q,rel}, M_{q,rel}, \mu)$. Параметр t при движении от точки *a* к *c* изменяется в пределах от 1 до 0,12735

ции координат, так как сила может явно зависеть не только от них, но и от времени [3, с. 22]. Такие силы возникают в параметрических системах (нестационарные позиционные силы).

Использование процедуры гармонической линеаризации позволяет применить понятие потенциальной энергии к СА с ДК частей упругих элементов на периоде колебаний.

Выражение для неконсервативной позиционной силы неоднозначных кусочно-линейных СА с ДК частей в безразмерном виде запишется как

$$F_{pos}(Q_{rel}, \mu) = c_{def}(Q_{rel} - \Delta L_{def}) = \frac{1}{\mu + 1} \left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} \right) \left(Q_{rel} - \frac{\mu(M_{q,rel} - 1 + \eta A_{q,rel})}{\mu + M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} \right), \quad (2)$$

где Q_{rel} — безразмерное относительное перемещение; ΔL_{def} — периодическое смещение состояния равновесия.

$$Q_{rel} = \frac{q_{rel}}{l_{def,0}} = (M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel} \cos \psi), \quad \Delta L_{def} = M_{def} - 1. \quad (3)$$

В результате интегрирования выражения позиционной силы получим выражение для работы позиционной силы

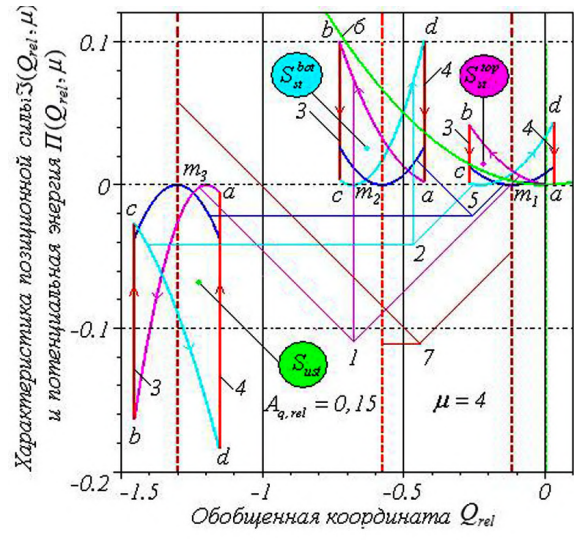
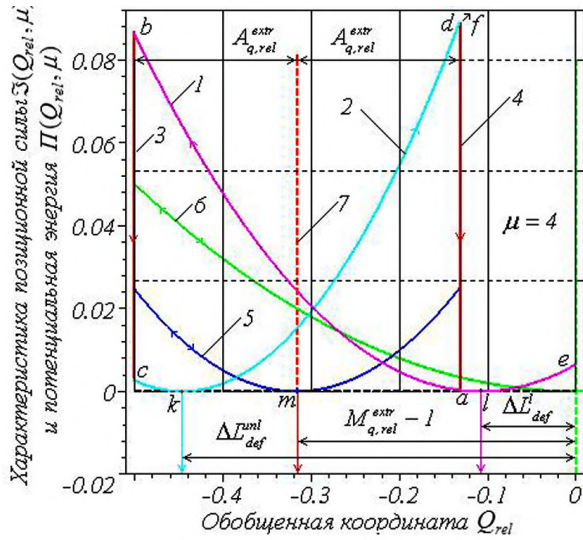


Рис. 3. Характеристика работы и потенциальная энергия СА с ДК частей:
 а — на кривой \mathfrak{R} ; б — для всех трех корней поверхности связи (табл. 1). 1 — при нагружении;
 2 — при разгрузке деформируемой части; вертикали 3 и 4 — линии коммутации;
 линия 5 — потенциальная энергия гармонически линеаризованной системы;
 6 — потенциальная энергия системы в моменты коммутации;
 вертикаль 7 — $Q_{rel} = M_{q,rel} - 1$ — смещение центра колебаний

Таблица 1

Значения параметров и постоянных интегрирования (5) в характеристике работы позиционной силы (4) и потенциальной энергии (7)

$A_{q,rel}$	$M_{q,rel}$	ΔL_{def}^l	ΔL_{def}^{unl}	C^l	C^{unl}	
$\mu = 4$						
На \mathfrak{R}	0,185	0,683	-0,108	-0,446	0,0065	0,180
1	0,150	0,880	0,0242	-0,228	0,0002	0,0336
2	0,150	0,442	-0,374	-0,681	0,112	0,729
3	0,150	-0,303	-1,198	-1,638	-3,619	-2,103

$$\mathfrak{Z}_{pos}(Q_{rel}, \mu) = \frac{1}{\mu + 1} \left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} \right) \times \left(\frac{Q_{rel}^2}{2} - \mu \frac{M_{q,rel} - 1 + \eta A_{q,rel}}{\mu + M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} Q_{rel} \right) + C^{l,unl}, \quad (4)$$

в котором постоянные интегрирования определяются отдельно для нагружения и разгрузки деформируемой части элемента по выражениям

$$C^{l,unl} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\mu + 1} \left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} \right) \times \left(\mu \frac{M_{q,rel} - 1 + \eta A_{q,rel}}{\mu + M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} \right)^2. \quad (5)$$

Эти постоянные равны работе, совершаемой позиционной силой деформируемой частью элемента на перемещении, равном смещению состояния статического равновесия. При этом следует считать, что рассматриваются две независимые консервативные системы с жесткостями $c_{def}^{l,unl}$ и со смещен-

ными состояниями статического равновесия на величину $\Delta L_{def}^{l,unl}$.

На рис. 3а приведен график работы позиционной силы (4), построенный для амплитуды $A_{q,rel}^{extr}$ и смещения $M_{q,rel}^{extr}$, полученных с использованием параметрического представления кривой $\mathfrak{R}(A_{q,rel}, M_{q,rel}, \mu)$ [2, с. 114].

$$A_{q,rel}(t) = \frac{2t}{3-t^2}; M_{q,rel}(t) = \frac{2}{3-t^2}; \mu(t) = \frac{(t^2-1)^2}{t^2(3-t^2)}. \quad (6)$$

Постоянные $C^{l,unl}$ можно трактовать как потенциальную энергию системы после приведения ее в состояние начального статического равновесия. Значения их различны, так как различны значения смещения состояния статического равновесия $\Delta L_{def}^{l,unl}$ при нагружении и разгрузке связи.

В табл. 1 приведены значения постоянных интегрирования по (5), смещений состояния равновесия ΔL_{def}^l , смещений $M_{q,rel}$, соответствующих характерным амплитудам $A_{q,rel}$ при отношении масс $\mu = 4$.

Потенциальная энергия гармонически линеаризованной системы (кривые 5 на рис. 3) построена по выражению

$$P_{eq}(Q_{rel}) = \frac{1}{2} c_{eq}(A_{q,rel})(Q_{rel} - (M_{q,rel} - 1))^2, \quad (7)$$

эквивалентная жесткость в котором определяется выражением [2, с. 107]

$$c_{eq}(A_{q,rel}) = \frac{1}{\mu + 1} \left(1 + \frac{\mu M_{q,rel}}{M_{q,rel}^2 - A_{q,rel}^2} \right). \quad (8)$$

Вычислим сумму разностей работ позиционной силы в моменты коммутации частей, которая геометрически выражается суммой ординат ad и bc на рис. 3. При фазе колебаний $\psi = 2\pi k$, $k=0, 1, 2...$ обобщенная относительная координата будет изменяться как $Q_{rel} = M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel}$ и изменение работы позиционной силы (ордината ad на рис. 3) найдется по выражению

$$\Delta \mathfrak{S}_{pos}(+A_{q,rel}) = \int c_{def}^{unl}(Q_{rel} - \Delta L_{def}^{unl}) dQ_{rel} + C^{unl} - \left(\int c_{def}^l(Q_{rel} - \Delta L_{def}^l) dQ_{rel} + C^l \right); \quad (9)$$

$$\Delta \mathfrak{S}_{pos}^+ = \frac{1}{\mu + 1} \left[\left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} - A_{q,rel}} \right) \left(\frac{(M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel})^2}{2} - \mu \frac{(M_{q,rel} - 1)^2 - A_{q,rel}^2}{\mu + M_{q,rel} - A_{q,rel}} \right) \right] +$$

$$+ \frac{\left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} - A_{q,rel}} \right) \mu^2 (M_{q,rel} - 1 - A_{q,rel})^2}{2(\mu + M_{q,rel} - A_{q,rel})^2} - \left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + A_{q,rel}} \right) \times$$

$$\times \left(\frac{(M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel})^2}{2} - \mu \frac{(M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel})^2}{\mu + M_{q,rel} + A_{q,rel}} \right) - \frac{\left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + A_{q,rel}} \right) \mu^2 (M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel})^2}{2(\mu + M_{q,rel} + A_{q,rel})^2}; \quad (12)$$

$$\Delta \mathfrak{S}_{pos}^- = \frac{1}{\mu + 1} \left[\left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + A_{q,rel}} \right) \left(\frac{(M_{q,rel} - 1 - A_{q,rel})^2}{2} - \mu \frac{(M_{q,rel} - 1)^2 - A_{q,rel}^2}{\mu + M_{q,rel} + A_{q,rel}} \right) \right] +$$

$$+ \frac{\left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + A_{q,rel}} \right) \mu^2 (M_{q,rel} - 1 + A_{q,rel})^2}{2(\mu + M_{q,rel} + A_{q,rel})^2} - \left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} - A_{q,rel}} \right) \times$$

$$\times \left(\frac{(M_{q,rel} - 1 - A_{q,rel})^2}{2} - \mu \frac{(M_{q,rel} - 1 - A_{q,rel})^2}{\mu + M_{q,rel} - A_{q,rel}} \right) - \frac{\left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} - A_{q,rel}} \right) \mu^2 (M_{q,rel} - 1 - A_{q,rel})^2}{2(\mu + M_{q,rel} - A_{q,rel})^2}. \quad (13)$$

После символического упрощения в пакете компьютерной алгебры оказывается, что сумма разностей работ позиционной силы (12) и (13)

$$\Delta \mathfrak{S} = \Delta \mathfrak{S}^+ + \Delta \mathfrak{S}^- = \frac{4\mu M_{q,rel} A_{q,rel}^2}{(\mu + 1)(M_{q,rel}^2 - A_{q,rel}^2)} \equiv \Delta W \quad (14)$$

равна количеству рассеянной за период энергии ΔW . По закону сохранения энергии в режиме вынужденного движения количество рассеянной за период энергии $\Delta W \equiv \Delta \mathfrak{S}$ должно равняться количеству подведенной энергии ΔE_{sup} .

Устойчивость стационарных амплитуд. Количество энергии, рассеиваемое эквивалентной диссипативной силой при некоторых стационарных значениях амплитуды относительных колебаний $A_{q,rel}^*$ и смещения $M_{q,rel}^*$ за один период колебаний вынужденного движения, определяется выражением [2, с. 128]

$$\Delta W^*(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) = \frac{4\mu A_{q,rel}^{*2} M_{q,rel}^*}{(\mu + 1)(M_{q,rel}^{*2} - A_{q,rel}^{*2})}. \quad (15)$$

при фазе колебаний $\psi = \pi(2k+1)$, $k=0, 1, 2...$ $Q_{rel} = M_{q,rel} - 1 - A_{q,rel}$ и изменение работы позиционной силы (ордината bc) составит величину

$$\Delta \mathfrak{S}_{pos}(-A_{q,rel}) = \int c_{def}^l(Q_{rel} - \Delta L_{def}^l) dQ_{rel} + C^l - \left(\int c_{def}^{unl}(Q_{rel} - \Delta L_{def}^{unl}) dQ_{rel} + C^{unl} \right). \quad (10)$$

Подставляя в эти выражения значения жесткости деформируемой части $c_{def}^{l,unl}$ и смещения состояния статического равновесия $\Delta L_{def}^{l,unl}$, которые определяются выражениями [2, с. 103, 87]

$$c_{def}^{l,unl} = \frac{1}{\mu + 1} \left(1 + \frac{\mu}{M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}} \right),$$

$$\Delta L_{def}^{l,unl} = \mu \frac{M_{q,rel} - 1 + \eta A_{q,rel}}{\mu + M_{q,rel} + \eta A_{q,rel}}, \quad (11)$$

получим разности работ позиционной силы в амплитудных положениях системы:

По закону сохранения энергии в стационарном режиме

$$\Delta W^*(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) = \Delta E_{sup}^*(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*), \quad (16)$$

где ΔE_{sup}^* — количество энергии, вносимое в систему переносной силой инерции. На балансе этих видов энергии устанавливаются значения $A_{q,rel}^*$ и $M_{q,rel}^*$.

В переходных режимах, возникающих, например, после некоторого возмущения стационарного режима системы с фиксированным отношением масс μ , когда амплитуда $A_{q,rel} = A_{q,rel}^* + \delta A_{q,rel}$, а смещение $M_{q,rel} = M_{q,rel}^* + \delta M_{q,rel}$, энергии $\Delta W(A_{q,rel}^* + \delta A_{q,rel}, M_{q,rel}^* + \delta M_{q,rel})$, $\Delta E_{sup}(A_{q,rel}^* + \delta A_{q,rel}, M_{q,rel}^* + \delta M_{q,rel})$ будут отличаться от своих стационарных значений на некоторые величины $\delta \Delta W(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$ и $\delta \Delta E_{sup}(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$. Кроме того, изменение потенциальной энергии (7) за период уже не будет равно нулю, т.е. $\Delta \Pi(A_{q,rel}^* + \delta A_{q,rel}, M_{q,rel}^* + \delta M_{q,rel}) \neq 0$.

Закон сохранения энергии в этих режимах записывается в виде

$$\delta \Delta W(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) + \Delta \Pi(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) = \delta \Delta E_{sup}(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*). \quad (17)$$

$$\Delta W(A_{q,rel}^* + \delta A_{q,rel}, M_{q,rel}^* + \delta M_{q,rel}) = \Delta W^*(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) + \left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \delta A_{q,rel} + \left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \delta M_{q,rel}, \quad (18)$$

частные производные в котором находятся по выражениям

$$\left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} = - \frac{8\mu A_{q,rel}^* M_{q,rel}^{*3}}{(\mu+1)(M_{q,rel}^{*2} - A_{q,rel}^{*2})^2}, \quad (19)$$

$$\delta \Delta W = \left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \delta A_{q,rel} + \left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \delta M_{q,rel}. \quad (21)$$

Вариации амплитуды относительных колебаний $\delta A_{q,rel}$ и смещения $\delta M_{q,rel}$ входящие в (21), не являются независимыми; они связаны между собой уравнением поверхности связи. Для получения соотношения между этими вариациями воспользуемся представлением поверхности связи S_{st}^{top} в виде зависимости амплитуды от отношения масс и смещения, на которой смещение изменяется в диапазоне $0 \leq M_{q,rel} \leq 1$. Для части S_{st}^{bot} , на которой смещение $M_{q,rel} < 0$, амплитуда $A_{q,rel}|_{S_{st}^{bot}} = A_{q,rel}|_{S_{st}^{top}}$ (рис. 4).

Связь между вариациями амплитуды и смещения на обоих отрезках изменения смещения можно получить из выражения для амплитуды $A_{q,rel} = M_{q,rel} \frac{\sqrt{(M_{q,rel}-1)(M_{q,rel}-1-\mu)}}{\mu - (M_{q,rel}-1)}$ по соотношению

$$\delta A_{q,rel} = \left. \frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \delta M_{q,rel}. \quad (22)$$

Производная от амплитуды по смещению имеет вид

$$\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} = \frac{2M_{q,rel}^2 - 3\mu M_{q,rel} - 4M_{q,rel} + 2 + 2\mu}{2[\mu - (M_{q,rel}-1)]\sqrt{(M_{q,rel}-1)(M_{q,rel}-1-\mu)}}. \quad (23)$$

Подставляя вариацию смещения из (22)

$$\delta M_{q,rel} = \left(\left. \frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \delta A_{q,rel} \quad (24)$$

в выражение для вариации рассеянной за период энергии (21), получим

$$\delta \Delta W(\delta A_{q,rel}, \delta M_{q,rel}) = \left[\left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\left. \frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right] \delta A_{q,rel}. \quad (25)$$

Разлагая выражение (15) в ряд Тейлора по двум переменным — амплитуде и смещению в окрестности стационарного состояния и удерживая в нем члены не выше первой степени, получим соотношение

$$\left. \frac{\partial W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} = - \frac{4\mu A_{q,rel}^{*2} (M_{q,rel}^{*2} + A_{q,rel}^{*2})}{(\mu+1)(M_{q,rel}^{*2} - A_{q,rel}^{*2})^2}. \quad (20)$$

Вариацию рассеянной энергии можно найти как разность ее значений в возмущенном (18) и стационарном состояниях (15):

В гармонически линеаризованной системе, в которой собственное время системы введено как $\tau = \omega_{nat} t$, уравнение свободного движения имеет вид

$$Q'' + 2\psi(A_{q,rel})Q' + c_{eq}(A_{q,rel})Q = 0. \quad (26)$$

Изменение потенциальной энергии за время, равное одному периоду, может быть найдено из разложения амплитудного значения потенциальной энергии (7), определяемой выражением

$$\Pi(A_{q,rel}, M_{q,rel}) = \frac{1}{2} c_{eq}(A_{q,rel}, M_{q,rel}) A_{q,rel}^2, \quad (27)$$

в ряд Тейлора по смещению и амплитуде в окрестности невозмущенных значений

$$\Pi(A_{q,rel}, M_{q,rel}) = \Pi(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) + \left. \frac{\partial \Pi}{\partial A_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \Delta A_{q,rel} + \left. \frac{\partial \Pi}{\partial M_{q,rel}} \right|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \Delta M_{q,rel}. \quad (28)$$

Вычитая из этого выражения стационарное значение потенциальной энергии, получим ее приращение за период свободных колебаний

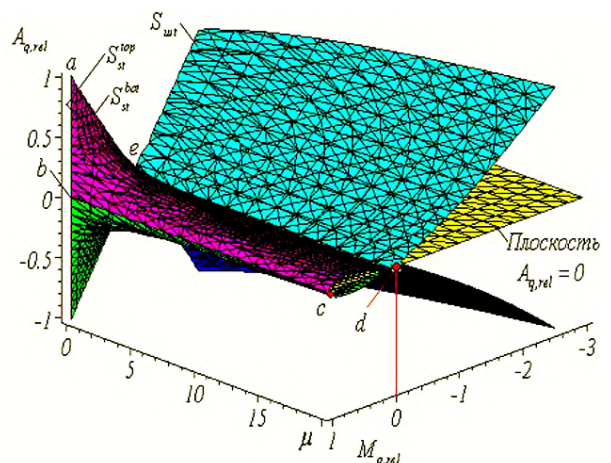


Рис. 4. Симметрия поверхности связи относительно плоскости $A_{q,rel} = 0$ обусловлена квадратом амплитуды. Ее вариацию $\delta A_{q,rel}$ следует брать положительной

$$\Delta\Pi(A_{q,rel}, M_{q,rel}) = \frac{\partial\Pi}{\partial A} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \Delta A_{q,rel} + \frac{\partial\Pi}{\partial M} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \Delta M_{q,rel}. \quad (29)$$

Частные производные, входящие в (29), находятся дифференцированием (27) по амплитуде

$$\frac{\partial\Pi}{\partial A} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} = \frac{A_{q,rel}^* (M_{q,rel}^{*4} - 2M_{q,rel}^{*2} A_{q,rel}^{*2} + A_{q,rel}^{*4} + \mu M_{q,rel}^{*3})}{(\mu + 1)(M_{q,rel}^{*2} - A_{q,rel}^{*2})} \quad (30)$$

и по смещению

$$\frac{\partial\Pi}{\partial M} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} = -\mu \frac{A_{q,rel}^{*2} (M_{q,rel}^{*2} + A_{q,rel}^{*2})}{2(\mu + 1)(M_{q,rel}^{*2} - A_{q,rel}^{*2})}. \quad (31) \quad \Delta A_{q,rel} = \frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \Delta M_{q,rel}. \quad (32)$$

Приближенно связь между приращениями амплитуды и смещения за период колебаний может быть выражена в соответствии с (22). Отсюда

$$\Delta\Pi(\Delta A_{q,rel}) = \left[\frac{\partial\Pi}{\partial A} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial\Pi}{\partial M} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right] \Delta A_{q,rel}. \quad (33)$$

Приращение амплитуды за период приближенно может быть представлено в виде [1, с. 225]

$$\Delta A_{q,rel} \cong \frac{dA_{q,rel}}{d\tau_{nat}} \frac{2\pi}{v_{nat}^*}, \quad (34)$$

где $v_{nat}^* = \sqrt{c_{eq}(A_{q,rel}) - \psi^2(A_{q,rel})}$ — частота свободных колебаний демпфированной системы, $v_{nat}^* > 1$.

$$\delta\Delta\Pi(\delta A_{q,rel}) = \left[\frac{\partial\Pi}{\partial A} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial\Pi}{\partial M} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right] \frac{d}{d\tau_{nat}} (\delta A_{q,rel}) \frac{2\pi}{v_{nat}^*}. \quad (36)$$

Принимая кинематическое возмущение в виде $X = X_0 \cos(\psi + \varphi)$, где ψ — фаза колебаний, умножая уравнение движения

$$Q'' + 2\psi Q_{rel}' + c_{eq} Q_{rel} = -X'' \quad (37)$$

на относительную скорость $Q_{rel}' = -A_{q,rel} \eta \sin\psi$ и интегрируя результат на периоде $T = 2\pi/\eta$, найдем коли-

$$\Delta E_{sup}(A_{q,rel}, M_{q,rel}) = \frac{2\pi\psi(A_{q,rel}, M_{q,rel})\eta^3 X_0 A_{q,rel}}{\sqrt{(1-\eta^2)^2 + 4\psi^2(A_{q,rel}, M_{q,rel})\eta^2}}. \quad (39)$$

Вариация подводимой энергии находится аналогично вариации рассеянной энергии (25):

$$\delta\Delta E_{sup}(\delta A_{q,rel}, \delta M_{q,rel}) = \left[\frac{\partial E_{sup}(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial E_{sup}(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right] \delta A_{q,rel}. \quad (40)$$

Производные $\frac{\partial\Delta E_{sup}}{\partial A_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}}$ и $\frac{\partial\Delta E_{sup}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}}$ получены после подстановки в (39) выражения для коэффициента относительно затухания с последующим разложением результата в ряд Тейлора по двум переменным и не выписываются по причине чрезвычайной громоздкости.

Подставляя выражение для приращения смещения (32) в выражение для приращения потенциальной энергии, получим

Заменяя в (34) амплитуду суммой ее стационарного значения и ее вариации $A_{q,rel} = A_{q,rel}^* + \delta A_{q,rel}$, получим

$$\Delta A_{q,rel} \cong \frac{d}{d\tau_{nat}} (\delta A_{q,rel}) \frac{2\pi}{v_{nat}^*}. \quad (35)$$

Теперь выражение (33) описывает вариацию потенциальной энергии

чество энергии, подводимой к системе за это время:

$$\Delta E_{sup} = -\pi X_0 \eta^2 A_{q,rel} \sin\varphi. \quad (38)$$

Находя из частотной характеристики синус угла сдвига фаз между относительными перемещениями и возмущением и подставляя его в (38), получим

Подставляя вариации рассеянной энергии (25), потенциальной энергии (36) и подводенной энергии (40) в закон сохранения энергии (17), получим

$$\frac{d(\delta A_{q,rel})}{\delta A_{q,rel}} = \frac{v_{nat}^*}{2\pi} k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) d\tau. \quad (41)$$

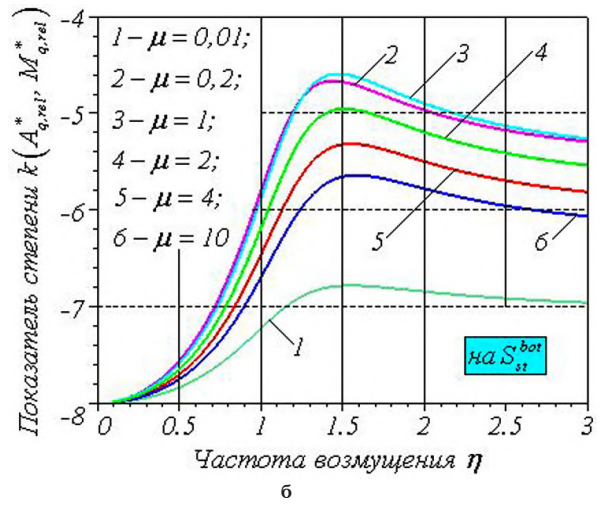
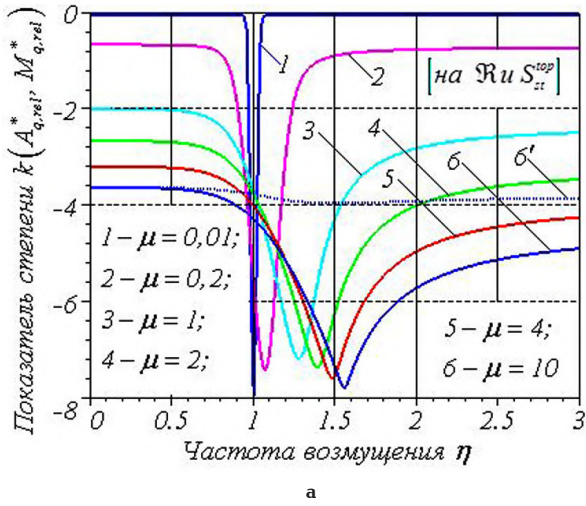


Рис. 5. Частотные характеристики показателя степени в решении (43): на кривой \mathcal{R} и на поверхности S_{st}^{top} (а); на поверхности S_{st}^{bot} для амплитуды возмущения $X_0 = X_0^{lim}/2$ (б)

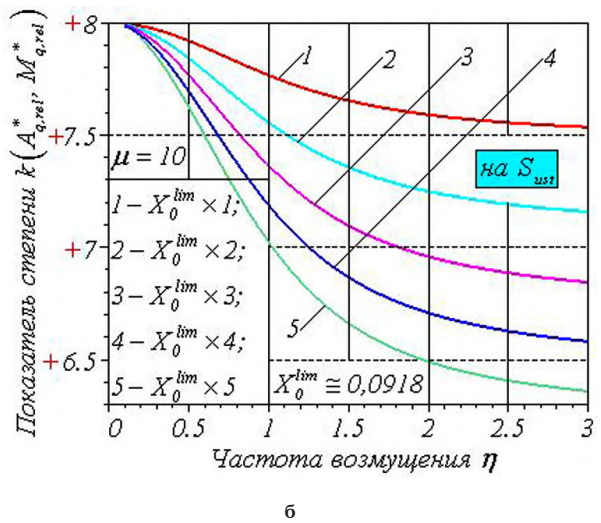
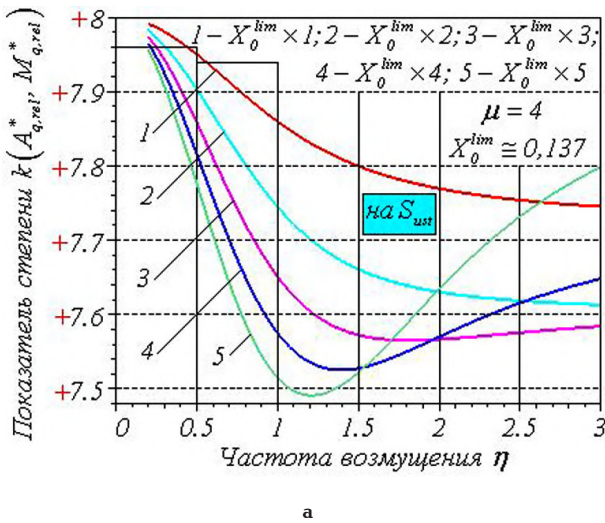


Рис. 6. Частотные характеристики показателя степени в решении (43): на поверхности S_{ust} для $\mu = 4$ (а) и $\mu = 10$ (б)

Коэффициент $k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$ зависит от производных, определяемых выражениями (19), (20),

(23), (30), (31), и от производных $\partial \Delta E_{sup} / \partial A_{q,rel}$ и $\partial \Delta E_{sup} / \partial M_{q,rel}$, входящих в (41):

$$k = \frac{\left[\frac{\partial \Delta E_{sup}(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial \Delta E_{sup}(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right]}{\left[\frac{\partial \Pi}{\partial A} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial \Pi}{\partial M} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right]} - \frac{\left[\frac{\partial \Delta W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial \Delta W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right]}{\left[\frac{\partial \Delta W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial A_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} + \frac{\partial \Delta W(A_{q,rel}, M_{q,rel})}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \left(\frac{\partial A_{q,rel}}{\partial M_{q,rel}} \Big|_{\substack{A_{q,rel}=A_{q,rel}^* \\ M_{q,rel}=M_{q,rel}^*}} \right)^{-1} \right]} \quad (42)$$

Интегрирование дифференциального уравнения (41) с начальным условием $\delta A_{q,rel}^0$ дает решение в виде

$$\delta A_{q,rel} = \delta A_{q,rel}^0 \exp \left[\frac{v_{nat}^*}{2\pi} k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*) \right]. \quad (43)$$

Показатель степени $k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$ зависит от параметров относительного движения и частоты возмущения η , поэтому рассматривался подобно частотным характеристикам, зависящим от этих параметров, при амплитуде возмущения X_0^{lim} ,

соответствующей кривой экстремальных амплитуд $\Re(A_{q,rel}, M_{q,rel}, \mu)$ (рис. 5а) и поверхности S_{st}^{bot} (рис. 5б).

При амплитудах возмущения $X_0 < X_0^{lim}$, т.е. на S_{st}^{top} частотные характеристики показателя степени имеют менее выраженный, практически монотонный характер изменения.

Отрицательное значение показателя степени $k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$ в рассматриваемом диапазоне параметров системы и возмущения (рис. 5) указывает на ее устойчивость на обеих частях S_{st}^{top} и S_{st}^{bot} поверхности связи S_{st} (рис. 4).

При вычислении показателя $k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$ на поверхности S_{ust} (рис. 6), на которой динамическая жесткость $c_{eq}(A_{q,rel}) < 0$, перед производными (30), (31) следует сменить знак.

Положительное значение показателя степени $k(A_{q,rel}^*, M_{q,rel}^*)$ в рассматриваемом диапазоне параметров системы и возмущения (рис. 6) указывает на ее неустойчивость на части поверхности S_{ust} (рис. 4).

Выводы.

1. Сумма разностей работ позиционной силы равна количеству рассеянной за период энергии. Это объясняется тем, что для всех трех корней уравнения поверхности связи (и для положительных, в частности) зависимость работы позиционной силы от обобщенной координаты представляет собой замкнутую кривую с самопересечением. Иначе говоря, работа позиционной силы есть многозначная функция обобщенной координаты, и поэтому работа по замкнутому пути не будет равна нулю.

2. Отрицательность показателя степени в экспоненциальном решении дифференциального уравнения относительно отклонения амплитуды при фиксированном отношении масс и предельном возмущении указывает на устойчивость СА с ДК

частей с кусочно-линейной характеристикой позиционной силы на части поверхности связи параметров с положительным значением смещения центра колебаний.

3. Независимо от отношения масс l -кратное превышение предельной амплитуды возмущения приводит к срыву параметров на нижнюю часть поверхности связи параметров S_{ust} с развитием неустойчивости движения.

Библиографический список

1. Пановко, Я. Г. Введение в теорию механических колебаний : учеб. пособие для вузов / Я. Г. Пановко. — 3-е изд., перераб. — М. : Наука, 1989. — 252 с.
2. Калашников, Б. А. Системы амортизации объектов с дискретной коммутацией упругих элементов : моногр. / Б. А. Калашников. — Омск : Изд-во ОмГТУ, 2008. — 344 с. — ISBN 978-5-8149-0637-3.
3. Румер, Ю. Б. Термодинамика, статистическая физика и кинетика : учеб. пособие / Ю. Б. Румер, М. Ш. Рывкин. — 3-е изд., стер. — Новосибирск : Изд-во НГУ, 2001. — 608 с.

КАЛАШНИКОВ Борис Александрович, доктор технических наук, доцент (Россия), профессор кафедры основ теории механики и автоматического управления Омского государственного технического университета.

Адрес для переписки: bkalashnikov1@yahoo.com

РАССКАЗОВА Наталья Николаевна, инженер-технолог научно-производственного предприятия «Прогресс», г. Омск.

Адрес для переписки: nata_rasskazova@mail.ru

Статья поступила в редакцию 20.04.2016 г.

© Б. А. Калашников, Н. Н. Рассказова

Книжная полка

621.9.02/РЗЗ

Режущий инструмент : учеб. для вузов по направлению подгот. дипломир. специалистов «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств»/ Д. В. Кожевников [и др.] ; под ред. С. В. Кирсанова. — 4-е изд., перераб. и доп. — М. : Машиностроение, 2014. — 519 с.

Рассмотрены вопросы проектирования основных видов металлорежущих инструментов и оптимизации их конструктивных и геометрических параметров. Описаны современные конструкции режущих инструментов, изложены тенденции их развития с учетом отечественного и мирового опыта. Для студентов машиностроительных специальностей вузов.

621.74/Ч-49

Чернышов, Е. А. Теоретические основы литейного производства. Теория формирования отливки : учеб. для вузов по направлению подгот. 150700 «Машиностроение» и 150400 «Металлургия»/ Е. А. Чернышов, А. И. Евстигнеев. — М. : Машиностроение, 2015. — 479 с.

Изложены основы теории формирования отливок — от приготовления расплава до получения готовой отливки. Приведены физические и литейные свойства металлов и сплавов, вопросы кристаллизации, затвердевания и охлаждения, теоретические и практические аспекты, оказывающие влияние на качество отливок. Для студентов машиностроительных и металлургических направлений и специальностей высших учебных заведений. Может быть использован инженерно-техническими работниками, аспирантами и преподавателями в практической и учебной работе.

СТЕПЕНЬ ДВУХКОНТУРНОСТИ ДВУХКОНТУРНОГО ТУРБОРЕАКТИВНОГО ДВИГАТЕЛЯ

Рассмотрен вопрос расчета действительных параметров воздуха на входе в первый и второй контуры двухконтурного турбореактивного двигателя (ТРДД). Показано, что при степени двухконтурности ТРДД менее 1,5 необходимо учитывать изменение параметров воздуха по высоте лопатки вентилятора. Получены разные величины полного давления и полной температуры воздуха на входе в первый и второй контуры ТРДД и степенях двухконтурности $m \leq 1,5$.

Ключевые слова: степень двухконтурности, вентилятор, полное давление, полная температура воздуха, первый и второй контуры ТРДД.

Работа проводилась при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации.

Расчет характеристик вентилятора двухконтурных турбореактивных двигателей (ТРДД) при малой степени двухконтурности ($m \leq 1,5$) часто делается неизменным для первого и второго контуров [1]. Считается, что полное давление и полная температура воздуха на входе в первый и второй контуры равны. Это приводит к тому, что степень двухконтурности ТРДД остается постоянной на всех режимах его работы.

Расход воздуха через первый контур:

$$G_{el} = m_{np} \cdot F_{exl} \frac{P_{ex}^* q \cdot (\lambda_{ex})}{\sqrt{T_{ex}^*}} \quad (1)$$

Расход воздуха через второй контур:

$$G_{eII} = m_{np} \cdot F_{exII} \frac{P_{ex}^* q \cdot (\lambda_{ex})}{\sqrt{T_{ex}^*}} \quad (2)$$

Степень двухконтурности:

$$m = \frac{G_{eII}}{G_{el}} = \frac{m F_{exII}}{m F_{exl}} \cdot \frac{P_{ex}^* q \cdot (\lambda_{ex})}{P_{ex}^* q \cdot (\lambda_{ex})} \cdot \frac{\sqrt{T_{ex}^*}}{\sqrt{T_{ex}^*}} = \frac{F_{exII}}{F_{exl}} \quad (3)$$

Таким образом, степень двухконтурности зависит от отношения площадей на входе в первый и второй контуры и не зависит от режима работы ТРДД, если принимается, что параметры воздуха на выходе из вентилятора одни и те же при поступлении воздуха в первый и второй контуры.

Расчет степени двухконтурности (m) по параметрам газа на выходе из первого и второго контуров дает переменное значение m в зависимости от режима работы ТРДД. При этом получается, что по входу в ТРДД степень двухконтурности есть величина постоянная, а по выходу — переменная.

На основании вышеизложенного основной задачей данной работы является согласование степени двухконтурности на входе и выходе из ТРДД при малой степени двухконтурности.

Окружная скорость лопатки вентилятора у корня имеет минимальное значение, у периферии лопатки — максимальное. Окружная скорость воздуха, находящегося между лопатками вентилятора, имеет то же значение, что и окружная скорость лопатки. Таким образом, избыточная энергия, подводимая от лопатки вентилятора к воздуху, будет величиной переменной, зависящей от текущего радиуса лопатки. Степень повышения полного давления воздуха по высоте лопатки будет величиной переменной, и для определения степени повышения полного давления на входе в первый и второй контуры необходимо определить точку приложения равнодействующей аэродинамической силы полного давления.

Минимальный напор будет на оси вращения, максимальный — на периферии лопатки, и определяется он по формуле [1]

$$H_r = \frac{C_{ur}^2}{2g} \quad (4)$$

где H_r — напор воздуха на текущем значении радиуса r , м;

C_{ur} — окружная скорость на текущем радиусе лопатки, м/с.

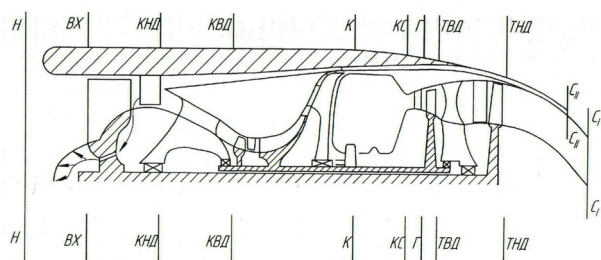
Окружная скорость изменяется по закону [1]

$$C_{ur} = \omega \cdot r \quad (5)$$

где ω — угловая скорость лопатки, 1/с;

r — текущий радиус.

Равнодействующая аэродинамических сил приложена в центре давления лопатки. По теории центр давления располагается на расстоянии $2/3 H$



- Н-Н — на входе в двигатель
- ВХ-ВХ — за воздухозаборником
- КНД — за компрессором низкого давления
- КВД — за компрессором высокого давления
- К — на входе в камеру сгорания
- КС — за камерой сгорания
- Г — на входе в турбину высокого давления
- ТВД — за турбиной высокого давления
- ТНД — за турбиной низкого давления
- С1 — на срезе сопла 2 контура
- С2 — на срезе сопла первого контура

Рис. 1. Схема ТРДД

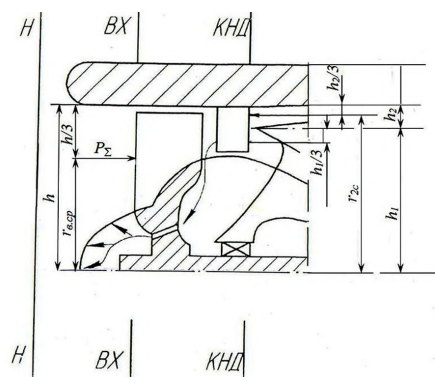


Рис. 2. Схема вентилятора ТРДД

от плоскости, где избыточное давление равно нулю [2]. Так как избыточное давление равно нулю на оси вращения лопатки, точка приложения равнодействующей аэродинамических сил будет находиться на расстоянии $r_{всп}$ равном двум третям высоты лопатки, то есть (рис. 1, 2):

$$r_{всп} = 2/3h. \quad (6)$$

Суммарный подвод энергии к воздуху в вентиляторе ТРДД определяется по формуле

$$\Delta i_{кно\Sigma}^* = \frac{C_{урср}^2}{2} = \frac{\omega^2 r_{всп}^2}{2}. \quad (7)$$

После прохождения направляющего аппарата вентилятора воздух поступает во внутренний (первый) контур и в наружный (второй) контур. Избыточная энергия воздуха, поступающего в первый и второй контуры, будет зависеть от радиуса и определяется по формулам:

$$\Delta i_{кноI}^* = \frac{\omega^2 r_{1cp}^2}{2}, \quad (8)$$

$$\Delta i_{кноII}^* = \frac{\omega^2 r_{2cp}^2}{2}, \quad (9)$$

где r_{1cp} — расстояние от оси вращения вентилятора ТРДД до точки приложения равнодействующей аэродинамической силы на лопатку направляющего аппарата при входе в первый контур (рис. 2); r_{2cp} — расстояние от оси вращения вентилятора ТРДД до точки приложения равнодействующей аэродинамической силы на лопатку направляющего аппарата при входе воздуха во второй контур (рис. 2).

Полная энтальпия заторможенного потока воздуха после вентилятора на входе в первый контур определяется по формуле [1]

$$i_{вI}^* = C_{рв} T_n^* + \Delta i_{кноI}^*, \quad (10)$$

во второй контур — по формуле

$$i_{вII}^* = C_{рв} T_n^* + \Delta i_{кноII}^*. \quad (11)$$

Суммарная энтальпия заторможенного потока за вентилятором ТРДД равна

$$i_{кно\Sigma}^* = C_{рв} T_n^* + \Delta i_{кно\Sigma}^*. \quad (12)$$

Степень повышения полного давления воздуха на входе в каскад высокого давления (первый контур) [1]:

$$\pi_{кноI}^* = \left(1 + \frac{\Delta i_{кноI}^* \eta_{кноI}^*}{C_{рв} T_n^*} \right)^{\frac{\kappa_a}{\kappa_a - 1}}. \quad (13)$$

Степень повышения полного давления воздуха на входе во второй контур:

$$\pi_{кноII}^* = \left(1 + \frac{\Delta i_{кноII}^* \eta_{кноII}^*}{C_{рв} T_n^*} \right)^{\frac{\kappa_a}{\kappa_a - 1}}. \quad (14)$$

Суммарная степень повышения полного давления воздуха в вентиляторе (каскаде низкого давления) ТРДД:

$$\pi_{кно\Sigma}^* = \left(1 + \frac{\Delta i_{кно\Sigma}^* \eta_{кно\Sigma}^*}{C_{рв} T_n^*} \right)^{\frac{\kappa_a}{\kappa_a - 1}}. \quad (15)$$

Полное давление воздуха на входе в каскад высокого давления (на выходе из КНД) [1]:

$$P_{кноI}^* = P_n \pi_V^* \pi_{кноI}^* \sigma_{вх}. \quad (16)$$

Полное давление воздуха на входе во второй контур:

$$P_{кноII}^* = P_n \pi_V^* \pi_{кноII}^* \sigma_{вх}. \quad (17)$$

Суммарное давление заторможенного потока воздуха на выходе из вентилятора (КНД) ТРДД:

$$P_{кно\Sigma}^* = P_n \pi_V^* \pi_{кно\Sigma}^* \sigma_{вх}. \quad (18)$$

По характеристике вентилятора ТРДД

$$\left. \begin{aligned} \pi_{кноI}^* &= f(G_{впр}, \Pi_{пр}) \\ \eta_{кноI}^* &= f(G_{впр}, \Pi_{пр}) \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

определяется расход воздуха через вентилятор на приведенных оборотах

$$G_{впр} = f(\Pi_{пр}, \pi_{кно\Sigma}^*) \quad (20)$$

или расходная характеристика

$$q(\lambda_{кно}) = f(n_{пр}, T_{кно\Sigma}^*). \quad (21)$$

Средняя температура заторможенного потока воздуха на выходе из вентилятора:

$$T_{кно\Sigma}^* = \frac{i_{кно\Sigma}^*}{C_{рв}}. \quad (22)$$

Средняя температура заторможенного потока воздуха на входе в первый контур [1]:

$$T_{кноI}^* = \frac{i_{кноI}^*}{C_{рв}}. \quad (23)$$

Средняя температура заторможенного потока воздуха на входе во второй контур [1]:

$$T_{кноII}^* = \frac{i_{кноII}^*}{C_{рв}}. \quad (24)$$

Истинный измеренный расход воздуха через первый и второй контуры:

$$G_{внI} = mF_{внI} \frac{P_{кноI}^* q(\lambda_{кноI})}{\sqrt{T_{кноI}^*}}, \quad (25)$$

$$G_{внII} = mF_{внII} \frac{P_{кноII}^* q(\lambda_{кноII})}{\sqrt{T_{кноII}^*}}. \quad (26)$$

Степень двухконтурности ТРДД по входу в первый и второй контуры:

$$m = \frac{G_{внII}}{G_{внI}} = \frac{mF_{внII}}{mF_{внI}} \cdot \frac{P_{кноII}^* q(\lambda_{кноII})}{P_{кноI}^* q(\lambda_{кноI})} \cdot \frac{\sqrt{T_{кноI}^*}}{\sqrt{T_{кноII}^*}} \quad (27)$$

или окончательно

$$m = \frac{F_{внII}}{F_{внI}} \cdot \frac{P_{кноII}^*}{P_{кноI}^*} \cdot \frac{\sqrt{T_{кноI}^*}}{\sqrt{T_{кноII}^*}}. \quad (28)$$

Из уравнения (28) видно, что с изменением режима работы ТРДД будет изменяться степень двухконтурности из-за изменения давления и температуры воздуха на входе в первый и второй контуры, которая будет равна степени двухконтурности ТРДД, рассчитанной по отношению расходов воздуха на выходе из второго и первого контуров.

Таким образом, при расчете степени двухконтурности ТРДД даже с малой степенью двухконтурности необходимо учитывать изменение полного давления и полной температуры воздуха по высоте лопатки и их истинные значения при входе в первый и второй контуры.

Условные обозначения:

P — давление, Па; T — температура, К; G — расход воздуха, кг/с; F — площадь, м²; m — степень двухконтурности; H — напор, м; C — скорость, м/с; ω — угловая скорость, 1/с; r — текущий радиус, м; i — энтальпия, Дж/кг; π — степень повышения полного давления; η — КПД; h — высота лопатки; k — показатель адиабаты; $C_{рв}$ — теплоемкость при постоянном давлении; σ — коэффициент восстановления полного давления; n — частота вращения, об/мин; $m_{пр}$ — коэффициент уравнения расхода (кг·к/Дж)^{0.5}.

Индексы:

n — невозможный поток, окружающая среда; $вх$ — сечение на входе в двигатель за входным устройством; $кноI$ — сечение за вентилятором; $в$ — воздух; $пр$ — приведенные параметры; * — параметры заторможенного потока; I — внутренний контур ТРДД; II — наружный контур ТРДД; r — параметры на текущем радиусе; $ср$ — средний; Σ — суммарный.

Библиографический список

1. Теория, расчет и проектирование авиационных двигателей и энергетических установок : учеб. / В. И. Бакулев [и др.] ; под ред. В. А. Сосунова, В. М. Чепкина. — М. : Изд-во МАИ, 2003. — 688 с.
2. Холщевников, К. В. Теория и расчет авиационных лопаточных машин / К. В. Холщевников. — М. : Машиностроение, 1970. — 610 с.

КУЗНЕЦОВ Виктор Иванович, доктор технических наук, профессор (Россия), профессор кафедры авиационной и ракетостроения Омского государственного технического университета.

КАЛАЧЕВСКИЙ Борис Алексеевич, доктор технических наук, профессор (Россия), профессор кафедры автомобилей, конструкционных материалов и технологий Сибирской государственной автомобильно-дорожной академии, г. Омск.
Адрес для переписки: info@omgtu.ru

Статья поступила в редакцию 07.04.2016 г.

© В. И. Кузнецов, Б. А. Калачевский

Книжная полка

621.74/M21

Маляров, А. И. Печи литейных цехов : учеб. пособие для вузов по направлению подгот. 150700 «Машиностроение», профиль «Машины и технология литейного производства» / А. И. Маляров. — М. : Машиностроение, 2014. — 255 с.

Изложены основы металлургической теплотехники применительно к печам литейного производства. Рассмотрены современные конструкции плавильных и нагревательных печей.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЯ ПОЗИЦИОННОГО ГИДРОПРИВОДА СТРОИТЕЛЬНО-ДОРОЖНЫХ МАШИН

В статье представлен вариант решения проблемы функционирования строительно-дорожных машин в стесненных условиях за счет повышения точности позиционирования их рабочих органов. Приводится математическое описание основной подсистемы позиционного гидропривода — гидрораспределителя с дозирующей гидромашинной, которая включена в контур гидроотрицательной обратной связи. Элементы гидропривода описаны системами дифференциальных и алгебраических уравнений, входные и выходные параметры которых связаны в соответствии с представленными структурными схемами.

Ключевые слова: строительно-дорожные машины, гидрораспределитель, обратная связь, дифференциальные уравнения, структурная схема.

Экономическая эффективность строительно-дорожных машин (СДМ), как известно, складывается из производительности и надежности. Увеличить производительность позволяет повышение точности выполнения работ СДМ [1–2], что особенно актуально в стесненных условиях при застройке современных городов.

Повысить точность работ СДМ позволяет автоматизация приводов их механизмов путем включения в контур распределительного устройства контура обратной связи. Благодаря отсутствию механической обратной связи и свободной компоновке одними из наиболее востребованных приводов в настоящее время являются гидравлические позиционные (следающие) приводы (ПГ) [3–5].

Соответствие выходных параметров исполнительного гидродвигателя входным сигналам обеспечивает специальное управляющее устройство — насос-дозатор. Данное устройство состоит из гидравлического распределителя и дозирующей гидромашинной, через которую рабочая жидкость поступает в исполнительный гидродвигатель (гидроцилиндр или гидромотор) [6].

Фрагмент гидравлической и структурной схемы ПГ представлен на рис. 1 и 2 соответственно, где Р — гидрораспределитель, ПЦ — дозирующая гидромашинная (поворотный гидроцилиндр).

Гидрораспределитель, охваченный контуром обратной связи, является наиболее ответственным элементом ПГ, поскольку подвержен ошибкам регулирования, но в то же время должен обеспечивать показатели качества ПГ как системы автоматического управления. Его задачей является не только перераспределение потоков рабочей жидкости в системе, но и изменение скорости перемещения выходного звена исполнительного гидродвигателя в зависимости от величины управляющего воздействия [5–7].

В связи с современными тенденциями уменьшения размеров и снижения материалоемкости

конструкции наиболее перспективными выглядят гидрораспределители кранового типа с возможностью изменения проходных сечений окон, регулирующих подачу [8, 9].

Гидрораспределитель кранового типа состоит из золотника и гильзы. Центрирование золотника относительно гильзы осуществляется пружинами (рис. 3).

Работа подобных распределителей заключается в следующем. При повороте рукоятки начинается перекрытие сливных пазов 1, в то же время начинают открываться каналы 2, регулирующие расход жидкости, попадающей в них через напорные отверстия 3. Из управляющих каналов 2 жидкость попадает в поворотный гидроцилиндр, поворот вала которого осуществляет доворот гильзы гидрораспределителя до положения, соответствующего заданной скорости. Вытесненная жидкость из поворотного гидроцилиндра поступает обратно в распределитель через каналы 4 и отверстия 5 в напорную полость исполнительного гидродвигателя. Вытесняемая из сливной полости гидроцилиндра жидкость через сливные отверстия 6 проходит в сливные пазы 7, из которых уходит на слив в гидробак. Избыток жидкости, не поступившей в поворотный гидроцилиндр, уходит на слив через предохранительный клапан [5, 7].

Гидрораспределитель можно представить как совокупность регулируемых дросселей, в то время как его составляющие — золотник и гильза представляют собой нелинейные элементы, которые в результате совместного вращения регулируют площади проходных сечений дросселей [5, 7].

На рис. 4 и 5 представлены расчетная и структурная схемы гидрораспределителя ПГ соответственно.

Дроссель, регулирующий поток рабочей жидкости, поступающей в поворотный гидроцилиндр, охвачен контуром обратной связи, описывается следующими уравнениями [6, 7, 10]:

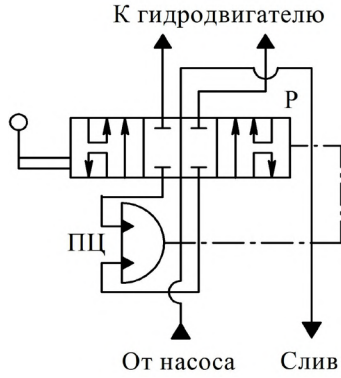


Рис. 1. Фрагмент гидравлической схемы позиционного гидропривода неполноповоротного действия

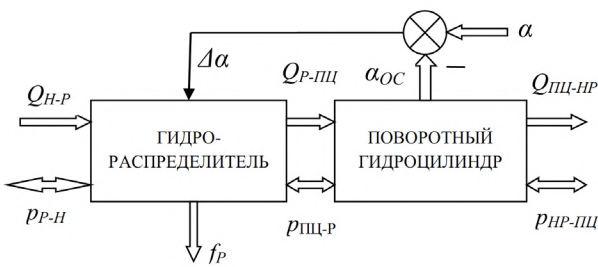


Рис. 2. Фрагмент структурной схемы позиционного гидропривода

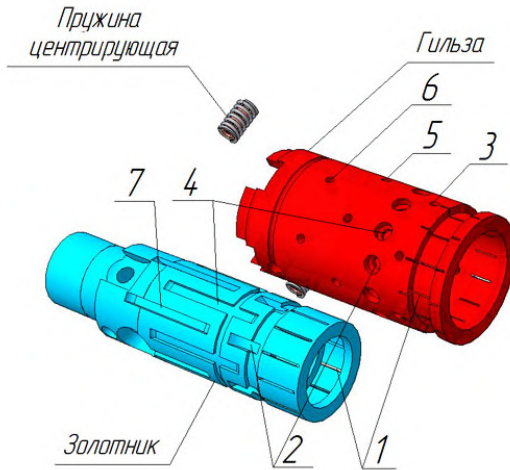


Рис. 3. Общий вид кранового гидрораспределителя позиционного гидропривода

$$Q_{Р-ПЦ} = Q_H - Q_{СЛ} - Q_Y, \quad (1)$$

$$\frac{dQ_H}{dt} = B \left(\mu f_p \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} \cdot |p_{Р-Н} - p_{ПЦ-Р}|} \cdot \text{sign}(p_{Р-Н} - p_{ПЦ-Р}) - Q_H \right), \quad (2)$$

$$Q_{СЛ} = \mu \cdot f_{СЛ} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} \cdot p_H}, \quad (3)$$

$$Q_Y = k_y \cdot (p_{Р-Н} - p_{ПЦ-Р}), \quad (4)$$

$$k_y = \frac{\pi r_g (r_g - r_3)^3}{6 \nu l} \cdot \left(1 + \frac{3}{2} \varepsilon^2 \right), \quad (5)$$

где Q_H — подача насоса; $Q_{Р-ПЦ}$ — расход жидкости, поступающей в поворотный гидроцилиндр; $Q_{СЛ}$ — расход жидкости, поступающей на слив; Q_Y — утечки рабочей жидкости; $p_{Р-Н}$ — давления между насосом и распределителем; $p_{ПЦ-Р}$ — давления между распределителем и поворотным цилиндром; B — коэффициент, учитывающий инерционность столба жидкости; f_p — площадь проходных сечений управляющих каналов; μ — коэффициент расхода; ρ — плотность рабочей жидкости; k_y — коэффициент утечек; r_g — радиус гильзы; r_3 — радиус золотника; ν — кинематическая вязкость жидкости; l — длина сопряжения; ε — коэффициент эксцентриситета.

Остальные дроссели, представляющие собой напорные и сливные каналы распределителя, представлены уравнениями расхода [6, 7, 10]:

$$Q_H = \mu f_{РН} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} \cdot |p_{РН-ПЦ} - p_{ПЦ-РН}|} \cdot \text{sign}(p_{РН-ПЦ} - p_{ПЦ-РН}), \quad (6)$$

$$Q_H = \mu f_{РС} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} \cdot |p_{РС-Ц} - p_{БРС}|} \cdot \text{sign}(p_{РС-Ц} - p_{БРС}), \quad (7)$$

где $f_{РН}$ — площадь проходных сечений напорных каналов распределителя;

$f_{РС}$ — площадь проходных сечений сливных каналов распределителя.

Нелинейная статическая характеристика управляющих каналов гидрораспределителя в случае перекрытия отверстий в гильзе пазами на золотнике выглядит следующим образом [5–7]:

$$f_p = \begin{cases} f_y, & \text{при } |\Delta\alpha| \leq \Delta\alpha_p; \\ z \left(\frac{d_p^2}{4} \arccos \left(1 - \frac{2r_3 \Delta\alpha}{d_p} \right) - \left(\frac{d_p}{2} - r_3 \Delta\alpha \right) \sqrt{d_p r_3 \Delta\alpha - (r_3 \Delta\alpha)^2} \right) + \\ + f_y, & \text{при } \Delta\alpha_p < |\Delta\alpha| < \Delta\alpha_{MAX}; \\ f_{MAX} + f_y, & \text{при } |\Delta\alpha| \geq \Delta\alpha_{MAX}, \end{cases} \quad (8)$$

где f_y — площадь, через которую происходят утечки рабочей жидкости;

f_{MAX} — максимальная площадь проходных сечений;

z — число управляющих дросселей;

d_p — диаметр отверстий управляющих дросселей.

Статическая характеристика перекрытия сливных пазов имеет вид [5–7]

$$f_{СЛ} = \begin{cases} k_{СЛ} \cdot \Delta\alpha + f_y, & \text{при } |\Delta\alpha| \leq \Delta\alpha_{Y MAX}; \\ f_y, & \text{при } |\Delta\alpha| \geq \Delta\alpha_{Y MAX}, \end{cases} \quad (9)$$

где $k_{СЛ}$ — коэффициент пропорциональности между углом поворота гильзы распределителя относительно золотника и площадью сливных каналов.

На рис. 6 изображены графики зависимости (8) сплошной линией и зависимости (9) — штриховой.

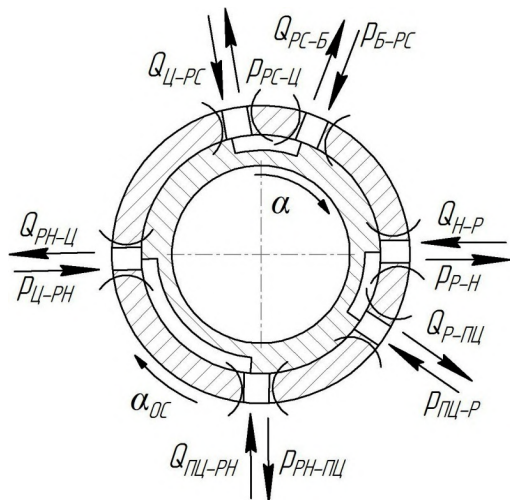


Рис. 4. Расчетная схема гидрораспределителя позиционного гидропривода

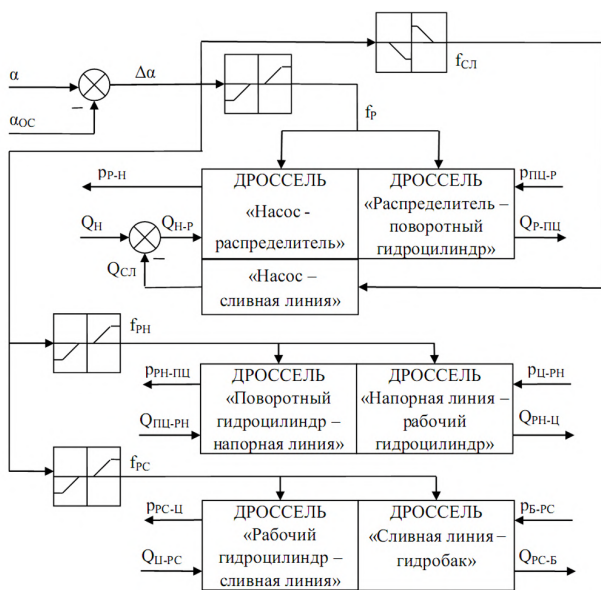


Рис. 5. Развернутая структурная схема гидрораспределителя позиционного гидропривода

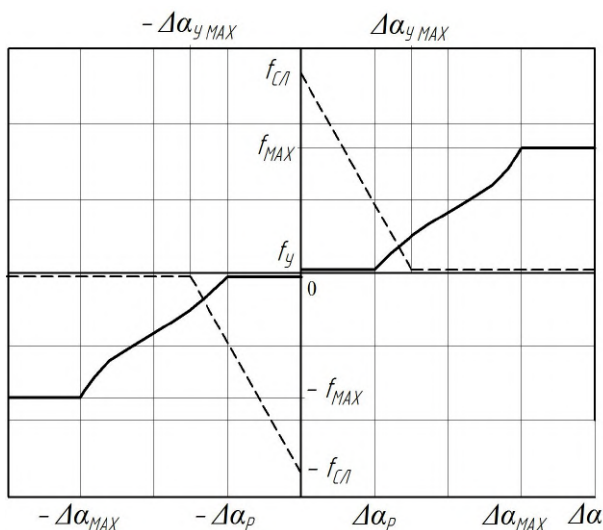


Рис. 6. Зависимости площади сечений управляющих и сливных каналов гидрораспределителя от ошибки регулирования

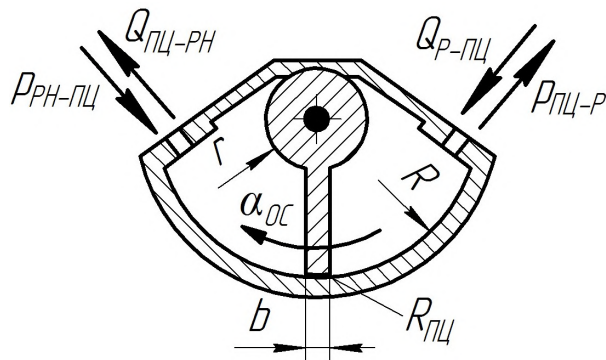


Рис. 7. Расчетная схема поворотного гидроцилиндра

Математическая модель гидрораспределителя ПГ будет неполной без модели следящей гидромашины, установленной в контуре отрицательной обратной связи. В качестве такой машины может быть использован однопластинчатый поворотный гидроцилиндр.

Поворотным гидроцилиндром называется объемный гидродвигатель, у которого угол поворота выходного вала ограничен (270 – 280°). Для поворота гильзы распределителя не требуется большого крутящего момента, но то же время требуется точность позиционирования шибера, которая значительно влияет на статическую точность ПГ, а однопластинчатые цилиндры чувствительнее двух- или трехпластинчатых [8, 11].

Расчетная и структурная схемы однопластинчатого поворотного гидроцилиндра представлены на рис. 7 и 8 соответственно.

Поворотный гидроцилиндр описывается уравнением неразрывности потока рабочей жидкости с учетом утечек и перетечек и уравнением движения выходного звена [8, 10, 11]:

$$Q_{ПЦ-РН} = Q_{Р-ПЦ} - Q_{У ПЦ} - Q_{ПЕР ПЦ}, \quad (10)$$

$$\frac{d\alpha_{OC}}{dt} = \frac{2Q_{Р-ПЦ}}{b(R^2 - r^2)}, \quad (11)$$

$$\frac{d^2\alpha_{OC}}{dt^2} = \frac{b}{2}(R^2 - r^2) \cdot (p_{ПЦ-Р} - p_{РН-ПЦ}) - h_{ПЦ} \frac{d\alpha_{OC}}{dt} - R_{ПЦ} \cdot \text{sign} \frac{d\alpha_{OC}}{dt}, \quad (12)$$

$$Q_{У ПЦ} = k_{У ПЦ} \cdot (p_{ПЦ-Р} - p_{РН-ПЦ}), \quad (13)$$

$$Q_{ПЕР ПЦ} = k_{ПЕР ПЦ} \cdot (p_{ПЦ-Р} - p_{РН-ПЦ}), \quad (14)$$

где $Q_{У ПЦ}$ и $Q_{ПЕР ПЦ}$ — расходы утечек и перетечек в поворотном гидроцилиндре соответственно; $k_{У ПЦ}$ и $k_{ПЕР ПЦ}$ — коэффициенты утечек и перетечек R и r — большой и малый радиусы;

b — ширина пластины; $h_{ПЦ}$ — коэффициент вязкого трения; $R_{ПЦ}$ — сила сухого трения в уплотнениях пластины.

Обобщенная математическая модель формируется в соответствии со структурными схемами элементов (рис. 2, 5) исходя из следующих принципов [5, 6]:

— для последовательно соединенных элементов выходные параметры предыдущего элемента являются входными параметрами последующего;

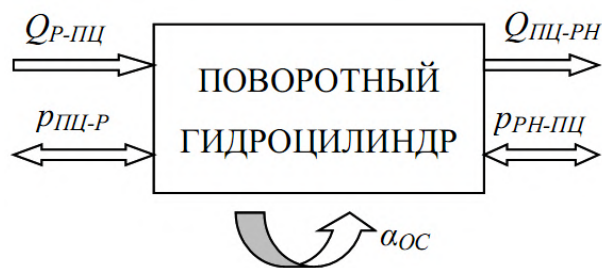


Рис. 8. Структурная схема поворотного гидроцилиндра

— для параллельно соединенных элементов сигналы на входе разветвляются, на выходе — суммируются.

В статье представлена математическая модель наиболее ответственного механизма ПГ — гидрораспределителя с дозирующей гидромашинной в контуре обратной связи. Приведены гидравлические, расчетные и структурные схемы элементов, в соответствии с которыми формируется обобщенная математическая модель, а сами гидроэлементы описаны системами алгебраических и дифференциальных уравнений. Представленная математическая модель гидрораспределителя может являться составной частью моделей ПГ любой структуры и сложности.

Библиографический список

1. Максименко, А. Н. Методика определения эффективности эксплуатации СДМ на всех этапах использования / А. Н. Максименко // Механизация строительства. — 2011. — № 5. — С. 9–11.
2. Шестопалов, К. К. Подъемно-транспортные, строительные и дорожные машины и оборудование : учеб. пособие для сред. проф. образования / К. К. Шестопалов. — М. : Мастерство, 2002. — 320 с.

3. Беляев, В. В. Сравнительный анализ строительно-дорожных машин как объектов автоматизации / В. В. Беляев, И. В. Беляев // Строительные и дорожные машины. — 2008. — № 4. — С. 50–51.

4. Схиртладзе, А. Г. Гидравлические и пневматические системы / А. Г. Схиртладзе, В. И. Иванов, В. Н. Кареев. — М. : ИЦ МГТУ «Станкин», «Янус-К», 2003. — 544 с.

5. Щербаков, В. С. Автоматизация проектирования гидроприводов рулевого управления колесных машин : моногр. / В. С. Щербаков, А. В. Жданов, В. В. Меньков. — Омск : Изд-во СибАДИ, 2012. — 153 с.

6. Жданов, А. В. Теоретические исследования рабочих процессов, протекающих в распределителях гидравлических рулевых механизмов / А. В. Жданов, Ю. Е. Меркушева // Омский научный вестник. Сер. Приборы, машины и технологии. — 2013. — Вып. 1 (117). — С. 88–91.

7. Жданов, А. В. Математическая модель гидрораспределителя объемного гидропривода рулевого управления / А. В. Жданов, Ш. К. Мукушев // Строительные и дорожные машины. — 2007. — № 10. — С. 34–36.

8. Галдин, Н. С. Элементы объемных гидроприводов мобильных машин. Справочные материалы : учеб. пособие / Н. С. Галдин. — Омск : Изд-во СибАДИ, 2005. — 127 с.

9. Лепешкин, А. В. Гидравлика и гидропневмопривод : учеб. В. 2 ч. Ч. 2. Гидравлические машины и гидропневмопривод / А. В. Лепешкин, А. А. Михайлин, А. А. Шейпак. — М. : МГИУ, 2003. — 352 с.

10. Расчет и проектирование строительных и дорожных машин на ЭВМ / под ред. Е. Ю. Малиновского. — М. : Машиностроение, 1980. — 216 с.

11. Марутов, В. А. Гидроцилиндры / В. А. Марутов, С. А. Павловский. — М. : Машиностроение, 1966. — 120 с.

ЖДАНОВ Алексей Валерьевич, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры подъемно-транспортных, тяговых машин и гидропривода.

Адрес для переписки: avzh_1984@mail.ru

Статья поступила в редакцию 21.04.2016 г.

© А. В. Жданов

Книжная полка

621.74/Ц94

Цыганков, В. А. Организационно-экономические расчеты в дипломных проектах литейных цехов : учеб. пособие / В. А. Цыганков, Т. В. Морозова. — Омск : Изд-во ОмГТУ, 2015. — 1 о=эл. опт. диск (CD-ROM).

В настоящем учебном пособии изложены основные вопросы экономики и организации литейного производства. Дана методика организационно-экономических расчетов в дипломных проектах литейных цехов. Пособие предназначено для студентов специальности 150204 «Машины и технология литейного производства» очной, заочной и дистанционной форм обучения. Может быть полезно специалистам предприятий, занимающимся проектированием литейных цехов.

Технология машиностроения. Лабораторный практикум : учеб. пособие / А. Коломейченко [и др.]. — СПб. : Лань, 2015. — 272 с. — ISBN 978-5-8114-1901-2.

В учебном пособии приведено содержание возможных лабораторных работ, в которых нашли отражение вопросы устройства, наладки и эксплуатации основных типов универсальных и специальных металлорежущих станков, автоматов и полуавтоматов, наиболее широко используемых в машиностроении при изготовлении различных деталей. Представленные в учебном пособии материалы позволяют овладеть методиками расчета тепловых деформаций инструмента в процессе резания и разработки технологических процессов сборки изделий и механической обработки деталей. Практические знания, полученные студентами, будут использоваться ими при выполнении инженерных работ разного уровня сложности.

Учебное пособие предназначено для студентов учреждений высшего профессионального образования, обучающихся по направлению «Машиностроение». Может использоваться для самостоятельной работы студентов при выполнении курсовых и дипломных проектов. Представляет интерес для инженерно-технических работников, преподавателей и аспирантов технических вузов.

ВЛИЯНИЕ КОМПЛЕКСНОГО ЛЕГИРОВАНИЯ НА ПОВЫШЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ И ПРОЧНОСТИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Предложен метод оценки эффективности влияния различных элементов сложнолегированных сплавов на эксплуатационные характеристики сплавов применительно к изделиям длительного и кратковременного ресурса.

Ключевые слова: легирующие элементы, прочность сплавов, фазовые составляющие, мартенситные и полиморфные превращения, стабилизаторы, пластическая деформация.

Создание более совершенных высоконагруженных конструкций нового поколения является важнейшей научной и практической проблемой. Для ее решения необходимо создать композиционные материалы, обладающие высоким уровнем механических, технологических и конструктивных свойств в широком диапазоне применения с учетом конструкционной прочности, формируемые требованиями технического задания на проектирование высоконагруженных конструкций. Наиболее перспективными направлениями повышения уровня механических свойств и конструкционной прочности современных сплавов являются комплексное макролегирование, микролегирование и модифицирование [1].

В данной статье рассмотрен метод оценки эффективности влияния различных элементов при использовании свойств сложнолегированных сплавов. Предложенный способ удобен для научной и инженерной практики и при сравнении механических свойств сплавов различных систем в одинаковом структурном состоянии.

Установлено, что эффективность влияния легирующих элементов на прочность возрастает в следующем порядке: V, Mo, Cr, Mn, Fe [2]. Это связано с увеличением упругой энергии искажений решетки твердого раствора с увеличением разности между атомными радиусами, модулями упругости и валентностями легирующего элемента.

Прочность обусловлена, кроме перечисленных факторов, пределом растворимости легирующих элементов в α -фазе. Она возрастает с увеличением количества стабилизирующих элементов и суммарного количества растворенных атомов в α -фазе при комплексном легировании [3]. Легирование несколькими стабилизирующими элементами в мень-

шей мере влияет на прочность, т.к. они обладают большей растворимостью в β -фазе, чем в α -фазе. Комплексное легирование, в разной мере повышая прочность, одновременно уменьшает разность в прочности фазовых составляющих. Это один из важнейших теоретических положений комплексного легирования.

В зависимости от химической природы и числа легирующих элементов максимум прочности соответствует различному фазовому составу сплавов. Прочность сплавов зависит не только от количества фаз и их соотношения, но и от механических и физических свойств фазовых составляющих степени неравновесности и морфологии структуры, которая определяется условиями ее формирования (температурой мартенситного и полиморфного превращения и другими факторами) [4].

При сравнении сплавов различных систем с максимальным уровнем пластичности в отожженном состоянии при прочности 1100 МПа было установлено:

1. При комплексном легировании достигается упрочнение — твердых растворов и сочетание прочности и пластичности. Решающим фактором при этом является уменьшение разности в прочности (при условии достаточно высокой точности), а следовательно, более равное пластическое деформирование и реализация прочности фазовых составляющих.

2. Выбранный режим старения сплавов в зависимости от их химического состава позволил установить, что при увеличении концентрации стабилизирующих элементов необходимо увеличивать время старения сплава.

3. Согласно проведенным исследованиям, включающим изучение тонкой структуры и однород-

ности, дисперсность распада метастабильных фаз, получение оптимальных механических веществ достигается в интервале температур плавления 450–550 °С.

4. Одним из принципов режима старения является достижение эффекта упрочнения за счет преобладания дисперсного упрочнения над упрочненным фазовым наклепом. Построение однородности сплава при старении определяется одним из главных положительных примеров комплексного легирования.

В сплавах с одним р-стабилизатором максимальная прочность после закалки и старения достигнута в системе Ti-3Al-Mo ($b=1550$ МПа). В системе с двумя р-стабилизаторами наиболее эффективное упрочнение имеет место при одновременном легировании Mo и Cr.

В сплавах шестикомпонентной системы легирования Ti-3Al-Mo-V-Cr-Fe получен максимальный предел прочности 1750 МПа, что объясняется большей прочностью комплекснолегированного р-матричного раствора, первичной (после закалки) и вторичной (после старения) α -фазы, а также большей равномерностью распада метастабильных фаз. В сплаве восьмикомпонентной системы легирования (BT43) достигнута прочность $b > 2100$ МПа.

Проблемы сварки титановых сплавов потребовали оценки чувствительности механических свойств к перегреву металла — состоянию, характерному для зоны термического влияния при сварке. Нагрев при термическом цикле сварки металла, прилегающего к металлу шва, до температуры области приводит к значительному снижению его механических свойств.

В отожженном состоянии имеется минимум, соответствующий сплавам, легированным изоморфными b-стабилизаторами в количестве, эквивалентном 10 % Mo, и сплавам, легированным эвтектоидообразующими стабилизаторами в количестве, эквивалентном 12 % Mo. В термически упрощенном состоянии эти отношения имеют минимальное значение при легировании сплавов р-стабилизаторами в количестве, эквивалентном 12 % Mo. Чувствительность к перегреву — это в значительной мере проявление неравномерного участия в пластической деформации фазовых составляющих. При близкой прочности α - и р-фаз, достигнутой комплексным легированием, несмотря на большие размеры фазовых составляющих, достигается их совместное участие в пластической деформации.

Одной из главных причин механических характеристик сплавов с перегретой структурой является наличие концентрации напряжений в вершине пластины α -фазы. Электронно-микроскопическое исследование тонкой структуры после малых деформаций показало, что α -пластины окружены дислокациями в р-фазе, причем значительно большая плотность наблюдается около вершины тонкой пластины, что свидетельствует о концентрации напряжений и локализации деформации в этой зоне твердого раствора. Эта концентрация напряжения высока у сплавов простых систем с большой разницей между прочностями р- и α -фаз. Следует особо отметить, что при комплексном легировании, обеспечивающем близкую прочность α - и р-твердых растворов близкой прочности, будет оказываться менее отрицательное влияние. Этим объясняется меньшая чувствительность к перегреву комплекснолегированных сплавов с близкой прочностью фазовых составляющих.

Достижение близкой прочности фаз и уменьшение концентрации напряжений в вершине пластины α -фазы является одним из важнейших положений теории комплексного легирования [1].

В упрочненном состоянии механические свойства от перегрева снижаются в большей мере, чем в отожженном состоянии. Продукты распада метастабильных фаз при старении сплавов с перегретой структурой ориентируются по грубым пластинам α -фазы, что усиливает их действие как внутреннего концентратора напряжения и приводит к еще большему снижению пластичности. Это важнейшее научное объяснение «р-хрупкости» (чувствительности к перегреву) [2].

Чувствительность к перегреву зависит также от вида напряженного состояния. В процессе одноосного растяжения наиболее вероятно образование трещины на границе раздела двух фаз у вершины пластины, расположенной в направлении, перпендикулярном направлению нагружения. При двухосном растяжении вершина пластины любой ориентировки может быть источником образования трещины, причем при любом отклонении вершины трещины она будет находиться в поле максимальных нормальных напряжений. Изменение структуры термически упрочненных сплавов (BT14 и BT16) от равноосной мелкозернистой до перегретой (в р-области) с грубыми пластинами α -фазы сопровождается снижением прочности при одноосном растяжении (1250–1100 МПа) и более резким снижением прочности при двухосном растяжении (1400–1000 МПа). Этот вывод приобретает не только большое научное значение, но и практическое. Связано это с тем, что сплав в конструкции в основном работает в условиях двухосного и более сложного напряженного состояния и редко — в условиях двухосного растяжения.

Для р-сплавов чувствительность к перегреву проявляется в неоднородности распада отдельных участков твердого раствора при упрочняющей термообработке, в результате чего одни участки сохраняют пластичность, а другие охрупчиваются. Это также приводит к неравномерности пластической деформации. В наличии высокопрочных участков, особенно вблизи границ первичных р-зерен, создает значительный градиент напряжений.

Научно обосновано, что комплексное легирование, изменяя морфологию распада, уменьшает также концентрацию напряжений у вершины иглы α -фазы и повышает механические свойства. Так, сплав Ti-3Al-1,3Mo-2,7V-0,8Cr-0,6Fe с перегретой структурой в термически упрочненном состоянии обладает удовлетворительными механическими свойствами: $b=1100$ МПа; $b=6,5\%$; $y=12\%$. Сплавы с изоморфными стабилизирующими элементами в аналогичном состоянии обладают при таком же уровне прочности более низкой пластичностью: $b=1,5\%$.

Таким методом установлено, что при содержании в сплаве 3,2 % Fe температура превращения междендритных участков, содержащих 3,9 % Fe, на 20 °С ниже температуры центральных участков дендритов, содержащих 2,5 % Fe. Предел прочности междендритных участков термически упрочненного металла шва выше на 30 МПа, а пластичность в 3 раза ниже центральных участков вблизи осей дендритов. Аналогичное изменение механических свойств различных объемов металла шва наблюдается при сегрегации хрома ($K < 1$). У сплавов, легированных молибденом ($K > 1$), междендритные

участки с пониженным его содержанием, наоборот, имеют более высокую температуру α -превращения и более высокую пластичность при меньшей прочности.

Значительным упрочнением и резким снижением пластических характеристик (до хрупкости) междендритных объемов, обогащенных хромом или железом, объясняется более резкое снижение механических свойств, особенно в термически упрочненном состоянии сварных соединений сплавов с этими элементами, чем сплавов, легированных молибденом или ванадием. Этим объясняются неудачи, связанные с созданием сплавов пониженной стоимости при легировании недорогими легирующими элементами (хромом или железом), которые оказались с пониженными технологичностью и надежностью в эксплуатации.

При комплексном легировании молибденом ($K > 1$) и хромом ($K < 1$) центральные области дендритов обогащены молибденом и обеднены хромом, а в областях, прилегающих к границам, наблюдается обратная картина. Такое легирование повышает равномерность распределения суммарного количества стабилизирующих элементов, уменьшает неоднородность механических свойств объемов металла шва, оцененную анализом микротвердости, и повышает механические свойства сварных соединений [1, 2].

Легирование элементами с различным коэффициентом распределения в указанном соотношении изоморфных и эвтектоидообразующих элементов подавляет образование интерметаллидов в металле шва, обеспечивает постоянство температуры полиморфного превращения и равномерное упрочнение различных участков металла шва, о чем свидетельствует отсутствие дисперсии по твердости [1].

В ходе работы установлено, что на механические свойства сварных соединений влияют следующие факторы: размер и разнотерность r -зерен и состояние их границ; размер, форма, распределение α - и r -фаз; количество фаз и степень их неравновесности; размер и форма дисперсных частиц (продуктов распада метастабильных фаз), расстояния между ними и состояние их границ; степень равномерности распада метастабильных фаз; механиче-

ские и физические свойства продуктов распада.

Таким образом, в данной статье определены научные основы комплексного легирования свариваемых титановых сплавов, предназначенных для применения в отожженном и термически упрочненном состояниях.

Библиографический список

1. Корзунин, Ю. К. Разрешение проблемы пониженной теплостойкости и разнотерности быстрорежущей стали для режущего инструмента / Ю. К. Корзунин, Е. Н. Меркушев, В. П. Расщупкин, О. Ю. Бургонова // Омский научный вестник. Сер. Приборы, машины и технологии. — 2011. — № 2 (100). — С. 26–30.
2. Артингер, И. Инструментальные стали и их термическая обработка / И. Артингер. — М.: Металлургия, 1982. — 312 с.
3. Исследование прочности и фазового состава быстрорежущей стали Р6М5 / В. В. Акимов [и др.] // Вестник Сибирского отделения Академии военных наук. — 2014. — № 27. — С. 182–185.
4. Федюкин, В. К. Термоциклическая обработка металлов и деталей машин / В. К. Федюкин, М. Е. Смагоринский. — Л.: Машиностроение, 1989. — 256 с.

КОСТИН Константин Владимирович, кандидат технических наук, доцент (Россия), профессор учебного военного центра при Омском государственном техническом университете (ОмГТУ).

ПЕТУНИН Павел Владимирович, преподаватель кафедры эксплуатации бронетанковой и автомобильной техники Омского автобронетанкового инженерного института.

БАЯЗИТОВ Рустам Байронович, доцент кафедры двигателей внутреннего сгорания Уфимского государственного авиационного технического университета.

КУДРЯВЦЕВ Игорь Александрович, начальник учебной части — заместитель начальника учебного военного центра при ОмГТУ.

Адрес для переписки: kvkostin@mail.ru

Статья поступила в редакцию 18.04.2016 г.

© К. В. Костин, П. В. Петунин, Р. Б. Баязитов, И. А. Кудрявцев

Книжная полка

Машиностроение : энцикл. В 40 т. Т. IV-20. Раздел 4. Расчет и конструирование машин. Гидравлические машины, агрегаты и установки / Сост. Ю. В. Васильев [и др.] ; ред. К. Колесников [и др.]. — М.: Машиностроение, 2015. — 584 с. — ISBN 978-5-94275-795-3, 5-217-01949-2.

Дана характеристика использования гидроэнергетических ресурсов, применяемых типов и схем гидроэнергетических установок. Для лопастных гидравлических машин (турбин, насосов, насосов-турбин, гидродинамических передач) и насосов трения (дисковых, вихревых и гидроструйных). Рассмотрены основы теории и рабочего процесса, расчета и проектирования элементов проточной части, применяемые и перспективные конструкции машин и агрегатов, режимы работы, характеристики, нагрузки на элементы конструкции, вопросы управления и надежности работы. Изложены методы расчета и конструирования объемных гидромашин наиболее распространенных типов (главным образом объемных гидравлических насосов), описание их конструкций, характеристик и особенностей эксплуатации.

Для инженеров-расчетчиков, конструкторов, научных сотрудников и эксплуатационного персонала, работающих в области гидромашиностроения, а также может быть полезна студентам, аспирантам и преподавателям высших технических учебных заведений.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА НИКЕЛЕВОЙ ОСНОВЕ

В статье рассмотрены труднообрабатываемые материалы на никелевой основе, показаны области использования этих материалов. Приведены результаты опытов (твердость материалов, шероховатость поверхности, износ пластин). Полученные результаты могут быть использованы при подборе инструмента для обработки труднообрабатываемых материалов на никелевой основе.

Ключевые слова: труднообрабатываемые материалы на никелевой основе, режущие пластины, твердость, шероховатость.

Для разработки и совершенствования техники требуются новые материалы, которые обладают особыми механическими, физическими и химическими свойствами, обеспечивающими длительную и надежную их работу в жестких условиях эксплуатации и имеющими достаточно низкую удельную массу.

Жаропрочные сплавы, металлокомпозиты, конструкционная керамика, углеродные композиционные материалы — это лишь небольшой перечень материалов, создание которых в XX в. стимулировалось развитием ракетной и аэрокосмической техники, работающей в экстремальных условиях.

Большой резерв в повышении свойств конструкционных материалов лежит в образовании поверхностных слоев на основе никелевых соединений и фаз внедрения [1].

Свойства труднообрабатываемых материалов на никелевой основе:

- высокая прочность, которая не деградирует с возрастанием температуры;
- аномальная зависимость предела текучести;
- низкая плотность, что приводит к высокому отношению прочность/плотность;
- высокие упругие модули;
- высокая стойкость к окислению.

Области использования [2–4]:

- авиационная и аэрокосмическая техника (вследствие высокой стабильности, жаропрочности и жаростойкости);

- для изготовления деталей машин, работающих длительное время при повышенных температурах в окислительных средах, причем для обеспечения их работоспособности в этих условиях не требуется специальной защиты;

- для работы при высоких температурах.

- сплавы с эффектом памяти формы, используемые в тех случаях, когда конструкцию или элемент сложно или вовсе невозможно изготовить стандартными способами;

- биологические имплантаты;
- новые материалы в стоматологии;
- пружины различного назначения;
- тепловые двигатели, манипуляторы и др.

Однако использование материалов на никелевой основе в качестве конструкционных материалов тормозится по следующим причинам [2]:

1. Свойственна хрупкость, особенно при комнатной температуре.
2. Недостаточное в некоторых случаях сопротивление окислению.
3. Недостаточная надежность методов проектирования и предсказания продолжительности эксплуатации.
4. Отсутствие поставщиков качественной продукции.
5. Высокая стоимость изделий.

В настоящей работе для исследования процесса обработки были выбраны следующие труднообрабатываемые сплавы:

- 1) сплав 1 (Al — 33 %; Cr — 4,5 %; Co — 3,5 %; Ni — 59 %);
- 2) сплав 2 (Al — 17 %; Cr — 4,5 %; Ni — 78,5 %);
- 3) сплав 3 (Al — 17 %; Cr — 3 %; Ni — 71,5 %; Mo — 8,5 %).

Данные заготовки получены при спекании порошковых материалов. Этот процесс представляет собой тепловую обработку свободно насыпанного порошка или спрессованных заготовок при температуре 0,7–0,9 абсолютной температуры плавления металла порошка или температуры плавления

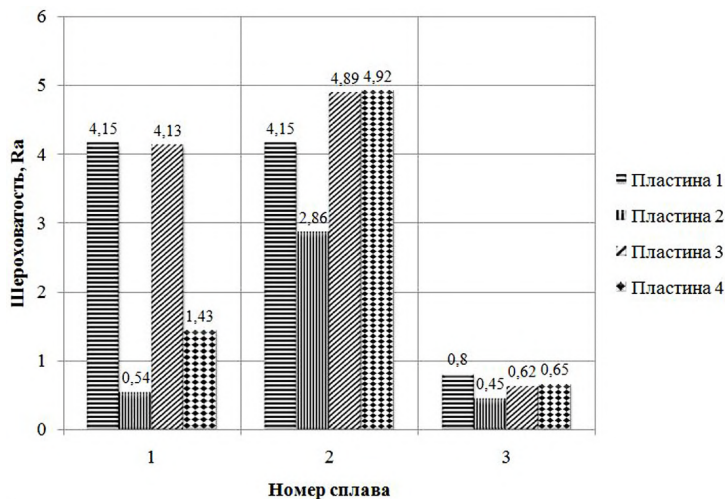


Рис. 1. Результаты замеров шероховатости поверхности обрабатываемых сплавов



Рис. 2. Поверхности обрабатываемых материалов под микроскопом

основного металла в многокомпонентной системе порошков. Это одна из важнейших технологических операций, результатом которой является превращение непрочной заготовки в прочное спеченное тело со свойствами, приближающимися к свойствам литого материала. При спекании происходит удаление газов, адсорбированных на поверхности частиц, возгонка различных примесей, снятие остаточных напряжений на контактных участках между частицами и в самих частицах, восстановление оксидов и растворение их, перестройка поверхностного слоя в результате диффузии и переноса металла в виде пара с одних мест на другие, качественное изменение межчастичных контактов и формы пор.

Пластичность и прочность материалов на никелевой основе можно повысить измельчением зерна и повышением чистоты исходных материалов. Наиболее эффективным способом повышения комплекса его свойств является легирование.

Низкотемпературную пластичность наиболее эффективно повышают небольшие добавки бора (0,05–0,1% ат.), который сегрегирует на границах зерен и ликвидирует межзеренные разрушения. По возрастанию интенсивности упрочняющие легирующие элементы можно расположить в следующий ряд: хром, ванадий, титан, молибден, вольфрам, ниобий, тантал, цирконий, гафний.

Обработка произведена следующими режущими пластинами:

1) твердосплавной пластиной CNMG 120408 (твердый микрозернистый сплав, Ti-Al-Si-N покрытие — наноламинат);

2) пластиной с кубическим нитридом бора CNGA 120412;

3) пластиной с алмазом CNGA 120408;

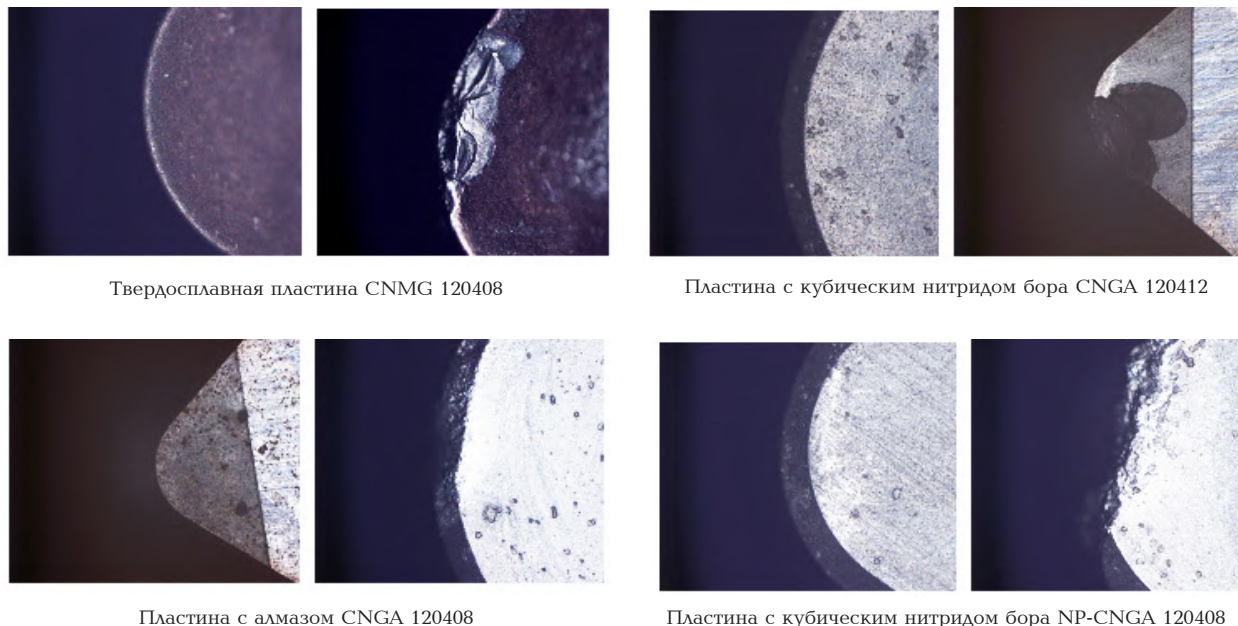
4) пластиной с кубическим нитридом бора NP-CNGA 120408.

Режимы резания для пластин выбраны по рекомендации производителя: подача (F) — 0,15 мм/об; снимаемый слой (a_p) — 0,3 мм; скорость резания (V_c) для первой пластины — 35 м/мин, для второй — 100 м/мин, для третьей — 80 м/мин, для четвертой — 140 м/мин.

Проводились измерения твердости материалов по шкале Роквелла с помощью портативного твердомера ТЭМП-4 Технотест-М, предназначенного для экспрессного измерения твердости различных изделий (из стали, чугуна, цветных металлов, резины и др. материалов), в производственных и лабораторных условиях по шкалам Бринелля (HB), Роквелла (HRC), Виккерса (HV), Шора D (HSD). В результате получили следующие значения по Роквеллу: сплав 1 — HRC 37,2...43,5; сплав 2 — HRC 43,3...45,3; сплав 3 — HRC 54,9...57,0.

Шероховатость поверхности измерялась мобильным профилометром MarSurf PS1 — прибором для прецизионного и нормированного измерения шероховатости и регистрации результатов контактным методом, со встроенным калибровочным эталоном (рис. 1).

На рис. 1 видно, что при точении пластиной с кубическим нитридом бора NP-CNGA 120408 получается самый высокий класс шероховатости (сплав 1 — 0,54 мкм, 8 класс шероховатости;



Твердосплавная пластина CNMG 120408

Пластина с кубическим нитридом бора CNGA 120412

Пластина с алмазом CNGA 120408

Пластина с кубическим нитридом бора NP-CNGA 120408

Рис. 3. Состояние режущей кромки до и после обработки, $\times 10$

сплав 2 — 2,86 мкм, 5 класс; сплав 3 — 0,45 мкм, 8 класс). При токарной обработке всех трех сплавов ближе к оси вращения детали получились раковины 0,5–1 мм и мелкие трещины (рис. 2). Возможно, это связано с некачественным процессом спекания заготовок (была нарушена технология производства — использование нечистых порошков, недостаточная температура тепловой обработки или нарушение защитной атмосферы).

В результате обработки труднообрабатываемых материалов на никелевой основе происходит износ режущей кромки пластин (рис. 3). На рис. 3 видно, что износ режущих пластин происходит по задней и передней поверхностям пластин. Однако стоит отметить, что пластина 1 при таком износе продолжала обеспечивать 5 класс шероховатости поверхности.

По результатам исследований можно сделать следующие выводы:

1. Для получения низкой шероховатости рекомендуется использовать пластину с кубическим нитридом бора с радиусом скругления 0,8 мм.

2. Для обеспечения максимальной производительности рекомендуется использовать твердосплавную пластину CNMG 120408 (твердый микроструктурный сплав, Ti-Al-Si-N покрытие — наноламинат).

3. Высокий класс шероховатости поверхности получается при обработке сплава с молибденом.

В настоящее время проводятся работы по освоению разработанных материалов на никелевой основе на базе промышленных предприятий и их внедрению в перспективные изделия. Одновременно с этим продолжают работы по дальнейшему совершенствованию композиций сплавов и технологий их металлургического производства в соответствии со стратегическими направлениями развития материалов и технологий их переработки.

Библиографический список

1. Иноземцев, А. А. Титановые сплавы в изделиях разработки ОАО «Авиадвигатель» / А. А. Иноземцев, И. Г. Башка-

тов, А. С. Коряковцев // Современные титановые сплавы и проблемы их развития : сб. — М., 2010. — С. 43–46.

2. Effect of composition on mechanical properties of newly developed Ti₂AlNb-based titanium aluminide / L. Germann [et al.] // Intermetallics. — 2005. — № 13. — P. 920–924.

3. Titanium and titanium alloys. Fundamentals and applications / Ed. by C. Leyens, Peters M. Wiley. — VCH, Germany, 2003. — 51 p.

4. Пути оптимизации эксплуатационных свойств сплавов на основе интерметаллидов / Н. А. Ночовная [и др.] // Авиационные материалы и технологии : юбилейн. науч.-техн. сб. — М., 2012. — С. 196–205. — (приложение к журналу «Авиационные материалы и технологии»).

АРТЕМЕНКО Никита Сергеевич, аспирант, инженер кафедры металлорежущих станков и инструментов.

Адрес для переписки: dickydick89@mail.ru

РЕЧЕНКО Денис Сергеевич, кандидат технических наук, доцент кафедры металлорежущих станков и инструментов.

Адрес для переписки: rechenko-denis@mail.ru

ТИТОВ Юрий Владимирович, аспирант, ассистент кафедры металлорежущих станков и инструментов.

Адрес для переписки: tyrin-88@mail.ru

ЛИЛА Антон Олегович, магистрант гр. КТОМ-151 факультета элитного образования и магистратуры, ассистент кафедры металлорежущих станков и инструментов.

Адрес для переписки: anton_lila@mail.ru

ЛОПАТКО Алексей Игоревич, магистрант гр. КТОМ-151 факультета элитного образования и магистратуры, ассистент кафедры металлорежущих станков и инструментов.

Адрес для переписки: win-diesel@mail.ru

Статья поступила в редакцию 19.04.2016 г.

© Н. С. Артеменко, Д. С. Реченко, Ю. В. Титов, А. О. Лида, А. И. Лопатко

МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАТИЧЕСКОГО ПРОГИБА И СОБСТВЕННОЙ ЧАСТОТЫ КОЛЕБАНИЙ СЕТЧАТО-ПЛАСТИНЧАТОЙ ЗВУКОИЗОЛИРУЮЩЕЙ ПАНЕЛИ

Исследуется взаимодействие несущей сетки и навесных элементов в сетчато-пластинчатой панели ЗП-У производства ФГУП «НПП «Прогресс» и моделируются статический прогиб и первая частота собственных колебаний панели в горизонтальном положении. Адекватность моделирования проверяется сравнением расчетных прогибов и частоты собственных колебаний с результатами испытаний рабочей ЗП-У в ФГУП «НПП «Прогресс» и ФГУП «Крыловский государственный научный центр», г. Санкт-Петербург.

Ключевые слова: сетчато-пластинчатая панель, плетеная металлическая сетка, модуль упругости, частота колебаний, статический прогиб.

Объектом исследования является панель сетчато-пластинчатая звукопоглощающая (ПСП), которая состоит из квадратных металлических пластин, закрепленных с двух сторон на несущей плетеной металлической сетке 1-0,9-0,22 12X18Н9Т, обложенной с каждой из сторон двумя звукопоглощающими слоями ткани из базальтового волокна (рис. 1, 2). В каждом ряду содержится по 15 пластин. Напротив, лежащие (относительно металлической сетки и слоев базальтовой ткани) пластины скреплены между собой четырьмя винтами М6. Пластины, расположенные по периметру, прикрепляются дополнительным винтом М6 к раме, выполненной из стального уголка. Масса одного комплекта пластин с учетом сетки и базальтовой ткани составляет $m_p = 0,270$ кг.

Механические характеристики сетки изучены авторами в предыдущих работах [1–2]. Модуль растяжения свободной сетки, используемой в ПСП, определен экспериментально и составил $E_{\text{сетки}} = 8,77 \cdot 10^4$ МПа. В ПСП в сборе сетка взаимодействует с жесткими пластинами через базальтовую ткань. Сила прижима соединяемых элементов винтами из условия их прочности ($[\sigma] \approx 100$ МПа) даже при их последовательной равномерной затяжке не может превышать 2500 Н на один винт. Следовательно, сила прижима подвижных пластин ≤ 10 кН, а крайних $\leq 12,5$ кН. Не исключается взаимное перемещение слоев ПСП при деформировании сетки.

Взаимодействие слоев исследовалось экспериментально. Испытывался на растяжение элемент ПСП из трех последовательных пластин (рис. 3). Крайние пластины образца на участке от края

пластины до первого ряда стягивающих винтов зажимались усилием 10 кН, что должно было исключить проскальзывание слоев в зоне зажима. Средние пластины работали в условиях сборки ПСП. Минимально возможная длина без проскальзывания составляла $\lambda_0 = 10$ мм. Это значение длины образца задавалось при испытаниях на машине Zwick/Roell (рис. 3). Без скольжения слоев модуль растяжения образца должен составлять $E_0 = E_{\text{сетки}} = 8,77 \cdot 10^4$ МПа. В случае свободного проскальзывания проволоки внутри пластин на длине модуль растяжения должен быть $E_\lambda = E_0 \cdot \frac{\lambda_0}{\lambda}$, откуда следует, что $\lambda = \frac{E_0}{E_\lambda} \cdot \lambda_0$.

В опытах получено среднее значение $E_\lambda \leq 6,52 \cdot 10^3$ МПа. Соответственно, $\lambda \geq \frac{8,77 \cdot 10^4}{6,52 \cdot 10^3} \cdot 10 = 135$ мм и значительно превышает длину элемента ПСП. Следовательно, при зажиме сетки винтами М6 имеет место относительное скольжение сетки между пластинами относительно базальта. В то же время величина λ меньше расстояния между центрами винтов крепления крайних пластин к раме (159,2 мм). Поэтому в первом приближении можно считать сетку ПСП гибкой нитью с модулем растяжения $E_{\text{сетки}}$ на длине $L_{\text{сетки}}$ — расстояния между винтами крепления пластин к обрешетнику (рис. 2). Проверим это предположение сравнением фактического статического прогиба с приближенной расчетной оценкой прогиба центральной проволоки по модели прогиба нити.

При известных продольной силе N и погонной нагрузке q имеем при граничных условиях

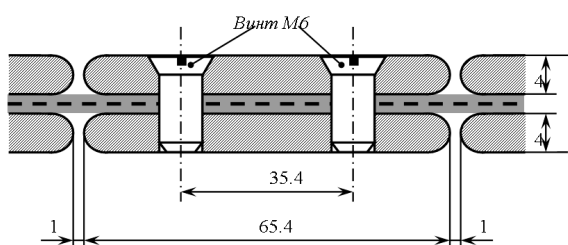


Рис. 1. Элемент ПСП

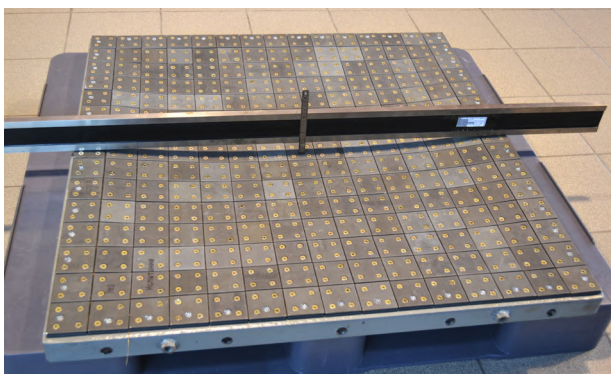


Рис. 2. Общий вид ПСП и измерение статического прогиба

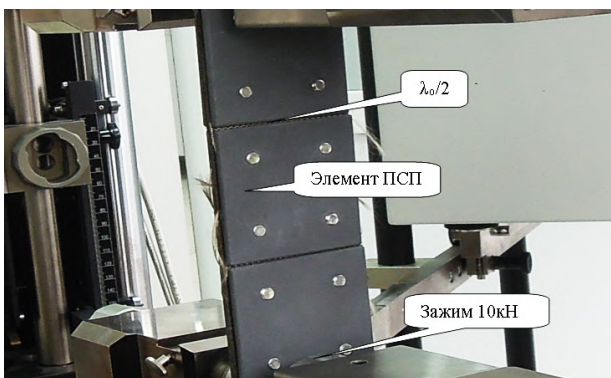


Рис. 3. Испытание элемента ПСП на растяжение

$V(z=0) = V(z=L_{ПСП})=0$ дифференциальное уравнение [3] для прогиба нити

$$\frac{d^2V}{dz^2} = -\frac{q}{N}, \quad (1)$$

где z — текущая координата нити в интервале от 0 до длины $L_{ПСП}$ изгибаемой части ПСП; q — погонная поперечная нагрузка; N — сила натяжения нити.

В нашем примере $L_{ПСП} = 13 \cdot 64,5 + 1 \cdot 14 = 864$ мм (рис. 1, 2).

Решение уравнения (1) дает

$$V = \frac{q}{2 \cdot N} \cdot z \cdot (L_{ПСП} - z), \quad (2)$$

$$V_{\max} = V \left(z = \frac{L_{ПСП}}{2} \right) = \frac{q \cdot L_{ПСП}^2}{8 \cdot N}. \quad (3)$$

Продольная сила

$$N = \left[\int_0^{L_{ПСП}} \frac{dz}{\cos \varphi} - L_{ПСП} \right] \cdot \frac{E_p \cdot A}{L_{ПСП}}, \quad (4)$$

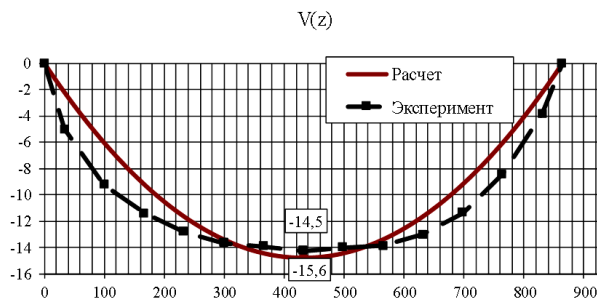


Рис. 4. Расчетный и экспериментальный статический прогиб ПСП

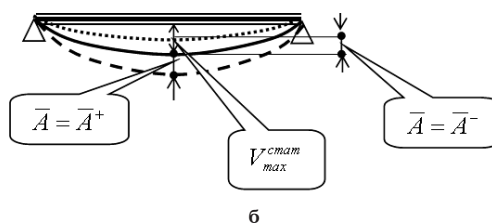
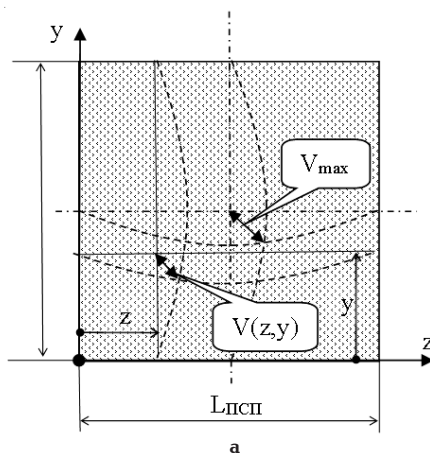


Рис. 5. К расчету динамики ПСП: а — к расчету прогиба ПСП; б — к расчету АЧХ

где расчетный модуль изгибаемой части

$$E_p = E_{ПСП} \cdot \frac{L_{ПСП}}{L_{сетки}} = 7,94 \cdot 10^4 \text{ МПа},$$

$$L_{сетки} = L_{ПСП} + 2 \cdot (65,4 - 20).$$

Величина N определяется численно из нелинейного алгебраического уравнения (4) с учетом (2), (3). Погонная нагрузка на центральную нить сетки от веса пластин с учетом ее распределения на продольные и поперечные нити определялась как

$$q = \frac{m_p \cdot g}{2} \cdot \frac{13^2}{L_{ПСП} \cdot (L_{ПСП} - 1 \cdot 14)} \cdot L_c'$$

где L_c — шаг сетки (в ПСП $L_c = 0,22 + 0,9 = 1,12$ мм).

Результаты расчета статического прогиба при скольжении и его измерения для рабочего ПСП приведены на рис. 4. Максимальный расчетный статический прогиб ПСП составил $V_{\max}^{см} = 15,6$ мм. Погрешность расчета +7%. Для сравнения: расчет без скольжения сетки относительно пластин дал

прогиб 6...7 мм. При расчете рабочего модуля E_p без скольжения принято, что $L_{\text{ПСП}} = 5 \cdot 14 = 70$ мм. Погрешность относительно эксперимента $\approx -50\%$, что подтверждает факт скольжения в статике.

Проверялась справедливость модели скольжения в динамике. Для этого методом Рэлея [4] вычислялась верхняя оценка собственной частоты первой формы колебаний ПСП и сравнивалась с полученной экспериментально. Соответствующие испытания ПСП проводились на вибростенде в ФГУП «НПП «Прогресс» и ФГУП «Крыловский государственный научный центр» и дали результат $f_{\text{экс}} = 11,5...13,5$ Гц. Эксперименты и расчет проводились для горизонтального расположения ПСП.

Форма колебаний принималась в виде статического прогиба $V(z, y)$.

Из (2), (3) получаем вдоль оси ПСП

$$V(z) = V_{\max} \cdot 4 \cdot \frac{z}{L_{\text{ПСП}}} \cdot \left(1 - \frac{z}{L_{\text{ПСП}}}\right),$$

а с учетом симметрии ПСП (рис. 5а)

$$\begin{aligned} V(z, y) &= V(z) \cdot \left(4 \cdot \frac{y}{L_{\text{ПСП}}} \cdot \left(1 - \frac{y}{L_{\text{ПСП}}}\right)\right) = \\ &= V_{\max} \cdot \left(4 \cdot \frac{y}{L_{\text{ПСП}}} \cdot \left(1 - \frac{y}{L_{\text{ПСП}}}\right)\right)^2. \end{aligned} \quad (5)$$

Максимальная кинетическая энергия ПСП в момент прохождения статического равновесия при колебаниях с амплитудой \bar{A} вычисляется как

$$K(V_{\max} = \bar{A}) = \frac{(2\pi \cdot f)^2}{2} \cdot \iint_{L_{\text{ПСП}}} \mu \cdot V^2(V_{\max} = \bar{A}, z, y) \cdot dz \cdot dy, \quad (6)$$

где $\mu = \frac{13^2 \cdot m_p}{L_{\text{ПСП}}^2}$ — масса 13 x 13 подвижных пластин ПСП на единицу площади подвижной части ПСП; f — расчетная частота.

В формуле $V_{\max} = \bar{A}$ — амплитуда колебаний.

Потенциальная энергия растяжения нити экстремальна при максимальном отклонении от положения статического равновесия и в общем случае для нити равна $U_n = \frac{N^2 \cdot L_{\text{ПСП}}}{2 \cdot E_p \cdot A}$, где A — площадь поперечного сечения нити.

Как показали численные исследования, с достоверностью аппроксимации практически $R^2 = 1$, продольная сила в i -й нити

$$N_i \approx \frac{8}{3} \cdot E_p \cdot A \cdot \left(\frac{V_{\max i}}{L_{\text{ПСП}}}\right)^2.$$

По этой формуле и определялось натяжение нитей ПСП. Количество продольных (и поперечных) нитей сетки в ПСП $n_{\text{ПСП}} = \frac{L_{\text{ПСП}}}{L_c}$. Максимальный динамический прогиб i -й нити

$$V_{\max, i}(z_i) = \bar{A} \cdot 4 \cdot \frac{z_i}{L_{\text{ПСП}}} \cdot \left(1 - \frac{z_i}{L_{\text{ПСП}}}\right),$$

где $z_i = \frac{2 \cdot L_{\text{ПСП}}}{n_{\text{ПСП}}} \cdot i$.

Натяжение нити при отклонении от статического равновесия вверх и вниз \bar{A}^- и \bar{A}^+ различно и учитывалось отдельно (рис. 5б).

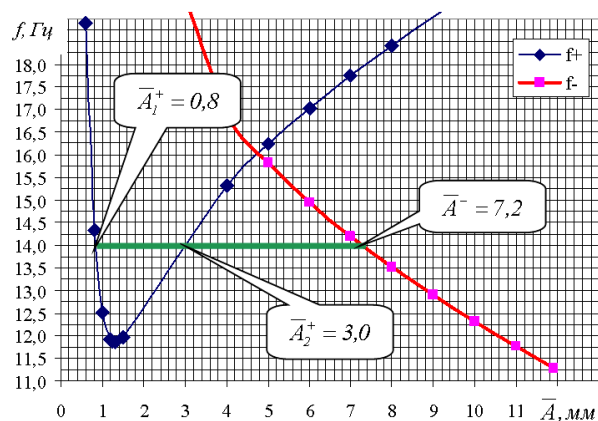


Рис. 6. Расчетные зависимости $f^+(\bar{A}^+)$ и $f^-(\bar{A}^-)$ для рабочего ПСП и схема расчета $f(\bar{A})$

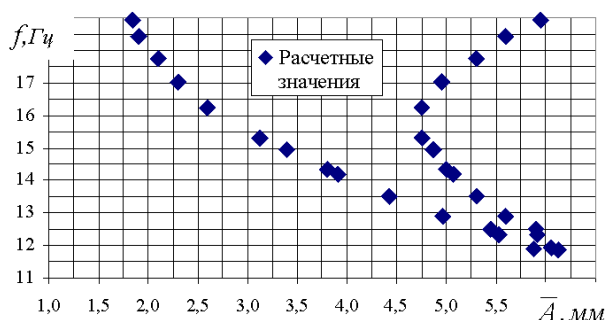


Рис. 7. Расчетная зависимость частоты от амплитуды рабочего ПСП

Приращение потенциальной энергии ПСП от натяжения нитей по отношению к статическому равновесию при максимальном перемещении $\pm \bar{A}$ с учетом симметрии ПСП вычисляется как

$$\begin{aligned} dU_N(V_{\max} = \bar{A}) &= \\ &= 2 \cdot \frac{L_{\text{ПСП}}}{2 \cdot E_p \cdot A} \sum_{i=1}^{n_{\text{ПСП}}} (N_i \cdot (V_{\max}^{\text{cm}} \pm \bar{A})^2 - (N_i \cdot (V_{\max}^{\text{cm}})^2), \\ n_{\text{ПСП}} &= \frac{L_{\text{ПСП}}}{L_c} \end{aligned} \quad (7)$$

и также, очевидно, различно в верхнем и нижнем крайних положениях и нелинейно зависит от амплитуды колебаний.

Приращение потенциальной энергии веса dU_{mg}^{\pm} в расчетах по методу Рэлея обычно не учитывается. В нашем случае, ввиду значительного веса ПСП в сравнении с деформируемым элементом — нитью, учтем

$$dU_{\text{mg}}^{\pm} = \mp \mu \cdot g \cdot \int_0^{L_{\text{ПСП}}} \int_0^{L_{\text{ПСП}}} V(V_{\max} = \bar{A}, z, y) \cdot dz.$$

Потенциальная энергия $dU^{\pm} = dU_N^{\pm} + dU_{\text{mg}}^{\pm}$ приравнивалась к (6), и численно находились частоты f^- и f^{+-} , соответствующие \bar{A}^+ и \bar{A}^- . Амплитуду при заданном f вычисляем как $\bar{A} = \frac{\bar{A}^+ + \bar{A}^-}{2}$.

Пример расчета амплитуды при частоте $f = 14$ Гц на рис. 6. В приведенном примере получаем два значения $A(f = 14) = 4,0$ мм и $A(f = 14) = 5,1$ мм.

Результаты расчетов зависимости $f(\bar{A})$ рабочего ПСП иллюстрируются на рис. 7. Вследствие нелинейности задачи при амплитудах колебаний $\bar{A} > 4,6$ мм со скольжением и $\bar{A} > 10,5$ мм два или три значения частоты. При моделировании испытаний на вибростенде принята в расчет нижняя ветвь как реализующаяся при меньших затратах энергии.

Расчетную АЧХ испытаний ПСП на вибростенде строим как зависимость амплитуды колебаний центра ПСП \bar{A} от частоты колебаний вибростенда $f_{\text{виб}}$. В безразмерном виде это зависимость динамического коэффициента K_d , равного отношению $\bar{A}(f_{\text{виб}})$ к амплитуде колебаний вибростенда $A_{\text{вст}}$:

$$K_d = \frac{\bar{A}(f_{\text{виб}})}{A_{\text{вст}}}.$$

Амплитуда вибростенда механически жестко задается при испытаниях и остается постоянной при всех $f_{\text{виб}}$.

Основные испытания проводились при $A_{\text{вст}} = 0,5 \dots 1,0$ мм, и величина динамического коэффициента в резонансе составляла $K_d = 4,5 \dots 5,5$, т.е. имело место демпфирование колебаний. В первом приближении трение принято пропорциональным скорости. Тогда

$$K_d = \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{f_{\text{виб}}}{f(\bar{A})}\right)^2\right)^2 + 4 \cdot \beta^2 \cdot \left(\frac{f_{\text{виб}}}{f(\bar{A})}\right)^2}}, \quad (8)$$

где β — коэффициент демпфирования колебаний; $f(\bar{A})$ — зависимость собственной частоты колебаний ПСП от амплитуды колебаний.

Аппроксимация левой ветви без скольжения степенной функцией дала

$$f(\bar{A}) = 23,564 \cdot f^{-0,3778}.$$

В экспериментах ФГУП «НПП «Прогресс» при амплитуде колебаний стола $A_{\text{вст}} = 1$ мм, динамический коэффициент составил $K_d = 4,5 \dots 5,5$. Соответственно, коэффициент демпфирования $\beta = \frac{1}{2 \cdot K_d} = (0,091 \dots 0,118)$. Из (8) при $K_d \approx 5$ в резонансе ($f_{\text{виб}} = f(\bar{A})$) вычисляем $\beta \approx \frac{1}{2K_d} = 0,1$.

Расчетную АЧХ ПСП на вибростенде при конкретном $A_{\text{вст}}$, варьируя $f_{\text{виб}}$, получаем решением нелинейного алгебраического уравнения

$$A = \frac{A_{\text{вст}}}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{f_{\text{виб}}}{f(\bar{A})}\right)^2\right)^2 + 4 \cdot \beta^2 \cdot \left(\frac{f_{\text{виб}}}{f(\bar{A})}\right)^2}}. \quad (9)$$

Результаты расчета АЧХ при скольжении сетки относительно пластин приведены на рис. 8. Там же выделена область экспериментальных значений резонансных частот. Как видно, результаты удовлетворительно совпадают с экспериментами. Напомним, что методом Рэлея находится верхняя оценка собственных частот, что объясняет некоторый сдвиг вправо расчетной и экспериментальной области резонанса.

На рис. 9 для сравнения приведены расчетные АЧХ со скольжением и без скольжения.

Результаты расчета удовлетворительно подтверждают факт скольжения сетки и в динамике.

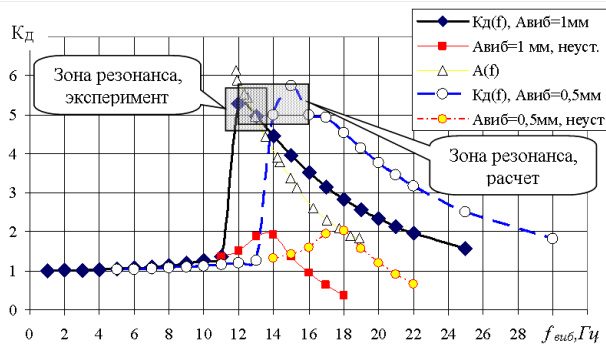


Рис. 8. Расчетная АЧХ рабочей ПСП

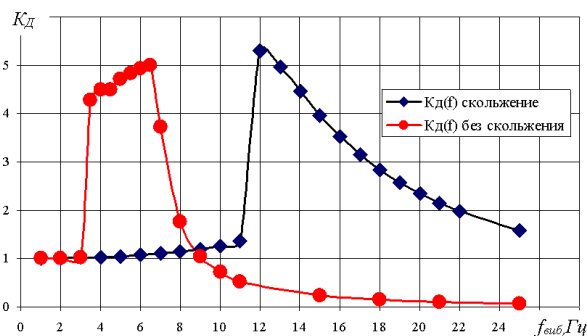


Рис. 9. Сравнение расчетных АЧХ ПСП со скольжением и без скольжения при $A_{\text{вст}} = 1$ мм

Расчет собственной частоты для опытов [5] как для математического маятника дал $f = 7,05$ Гц, в опытах же получено $f = 6 \dots 7,13$ Гц. Таким образом, подтверждается справедливость неучета изгибной жесткости сетки в предлагаемой модели.

Заключение и выводы.

1. В исследуемой конструкции ПСП несущая сетка при статическом и динамическом растяжении скользит относительно слоя базальта и пластин и ее модуль упругости растяжения равен модулю упругости свободной сетки.

2. При горизонтальном расположении ПСП расчетная схема как совокупности упругих нитей с приведенной массой пластин дает адекватную оценку статического прогиба и собственной частоты первой формы колебаний панели.

3. Устранение проскальзывания нитей сетки значительно уменьшает статический прогиб и улучшает виброзащитные свойства ПСП.

4. После проведения соответствующих экспериментов модель может быть доработана для оценки статики и динамики при произвольном расположении ПСП.

Библиографический список

1. Таран, В. А. Исследование механических характеристик тонкой проволоки из нержавеющей стали 12Х18Р9Т / В. А. Таран, Г. С. Русских, З. Н. Соколовский // Численные методы решения задач теории упругости и пластичности : материалы XXIV Всерос. конф., Омск, 2–4 июня 2015 г. — Омск, 2016. — С. 190–194.
2. Таран, В. А. Моделирование механических характеристик тонкой проволоки после волочения (на примере

нержавеющей стали 12X18H9T) / В. А. Таран, Г. С. Русских, З. Н. Соколовский, А. Ю. Кондюрин // Омский научный вестник. Сер. Приборы, машины и технологии. – 2015. – № 3 (143). – С. 353–357.

3. Араманович, И. Т. Уравнения математической физики / И. Т. Араманович В. И. Левин. – М. : Наука, 1969. – 288 с.

4. Раздел 7. Приближенные методы расчета колебаний. – Режим доступа : <http://www.detalmach.ru/lectdinamika7.htm> (дата обращения: 01.04.2016).

5. Бохан, В. В. Амплитудно-частотные характеристики фрагментов гибкой сетчато-пластинчатой панели: экспериментальное исследование восьми образцов / В. В. Бохан, С. А. Греков, В. А. Таран, А. В. Зубарев // Омский научный вестник. Сер. Приборы, машины и технологии. – 2015. – № 2 (140). – С. 185–189.

ТАРАН Владимир Алексеевич, инженер-конструктор 1-й категории научно-производственного предприятия «Прогресс», г. Омск.

РУССКИХ Григорий Серафимович, кандидат технических наук, доцент кафедры основ теории механики и автоматического управления Омского государственного технического университета (ОмГТУ).

СОКОЛОВСКИЙ Зиновий Наумович, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры сопротивления материалов ОмГТУ.

Адрес для переписки: rgs@omgtu.ru

Статья поступила в редакцию 21.04.2016 г.

© В. А. Таран, Г. С. Русских, З. Н. Соколовский

Книжная полка

Маталин, А. Технология машиностроения : учеб. для вузов / А. Маталин. – 2-е изд., испр. – СПб. : Лань, 2015. – 512 с. – ISBN 978-5-8114-0771-2.

В учебнике важнейшие вопросы технологии излагаются в связи с соответствующими разделами общенаучных дисциплин. Большое внимание уделяется теоретическим основам технологии машиностроения. Подробно рассматриваются теоретическое обоснование и методики проектирования технологических процессов механической обработки и сборки в условиях единичного, серийного и массового типа производств. Представлены методика и особенности проектирования единичных, типовых и групповых технологических процессов, процессов обработки на автоматических линиях и на станках с числовым программным управлением. Особое внимание уделяется вопросам влияния типа и серийности производства на структуру технологических операций, характер технологической оснастки и содержание технологических процессов.

Учебник предназначен для студентов университетов и технических вузов, обучающихся по машиностроительным специальностям.

Акулич, Н. Технология машиностроения : учеб. пособие / Н. Акулич. – Ростов н/Д : Феникс, 2015. – 400 с. – ISBN 978-5-222-23979-7.

Изложены теоретические основы технологии машиностроения. Освещены вопросы базирования заготовок при обработке на металлорежущих станках, точности обработки, технологичности конструкции изделий. Рассмотрены основные виды заготовок и методы их получения. Изложены основные принципы разработки технологических процессов изготовления деталей машин и методы контроля их качества. Приведены общие сведения о станочных приспособлениях и их элементах. Освещены технологические процессы сборки машин и типовых сборочных единиц, а также основы механизации и автоматизации машиностроительного производства.

Предназначено для учащихся учреждений среднего специального образования машиностроительных специальностей.

Технология машиностроения : учеб. и практикум / С. Бишутин [и др.] ; под. ред. А. Тотая. – М. : Юрайт, 2016. – 240 с. – ISBN 978-5-9916-5434-0.

В учебнике представлены все основные разделы курса, обеспечивающие подготовку обучающихся к освоению отраслевых технологий обрабатывающих производств. Даны понятия и определения производственного процесса и характеристика машиностроительного производства, принципы проектирования технологических процессов сборки и их размерно-точностной анализ. Изложены теория базирования заготовок и причины возникновения погрешностей при обработке заготовок. Выделены основные направления технологического обеспечения качества поверхностного слоя деталей машин и способы улучшения их эксплуатационных свойств. Описаны вопросы проектирования процессов обработки для различных типов производств, способы их нормирования и оценки себестоимости изготовления продукции. Рассмотрены конкретные примеры расчетов, сформулированы задачи для самостоятельного решения и контрольные вопросы.

Для студентов образовательных учреждений среднего профессионального образования, обучающихся по направлениям «Автоматизация технологических процессов и производств», «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств», «Энергетическое машиностроение», «Техносферная безопасность», «Управление качеством».