Вестник научно-технического развития
Bulletin of Science and Technical Development

Номер 172, 2024г.

DOI: 10.18411/vntr2024-172



Издается с 2007 года

Издание зарегистрировано в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций.
Свидетельство о регистрации Эл. № ФС77-29768.

ISSN 2070-6847

Журнал выпускается под научным руководством Федерального государственного бюджетного учреждения науки Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН

DOI: 10.18411/vntr2024-172

ОГЛАВЛЕНИЕ № 172, 2024

Ольга Евгеньевна Митряева, Марина Анатольевна Печейкина, Дмитрий Леонидович Раков. Структурная и параметрическая оптимизация инновационных летательных аппаратов……..…….…….**стр. 3 - 10**

Леонид Иванович Огородов, Вероника Андреевна Шапкина. Поврежденность конструкционных материалов при сложных режимах длительного нагружения…..**стр. 11 – 28**

Николай Алексеевич Серков, Олег Викторович Пась. Исследование влияния внутреннего трения на траекторию движения «точки» на ленте при возбуждении гармонических колебаний (стенд «Аллигатор»)……..**стр. 29 – 40**

Издание зарегистрировано в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций. Свидетельство о регистрации Эл. № ФС77-29768.



ISSN 2070-6847

DOI: 10.18411/vntr2024-172-1

УДК 621.01

СТРУКТУРНАЯ И ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ИННОВАЦИОННЫХ ЛЕТАТЕЛЬНЫХ АППАРАТОВ

© Ольга Евгеньевна Митряева[1], Марина Анатольевна Печейкина[1], Дмитрий Леонидович Раков[2]

[1] ФГБОУ ВО «Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия
marina.pecheykina@mail.ru
[2]Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия
rdl@mail.ru

Аннотация. *В статье рассматривается использование усовершенствованного морфологического подхода для поиска, синтеза и анализа новых инновационных технических решений на стадии предэскизного проектирования. Рассматриваемый метод базируется на кластерном анализе, теории множеств и наборе алгоритмов, максимально раскрывающих потенциал синтезируемого объекта техники. Потенциальное число возможных комбинаций альтернатив при использовании классической морфологии чрезвычайно велико. Подход был оценен на примере новых инженерных решений и методов управления летательными аппаратами, а именно аэростатическими системами. Проведенные исследования показали значительный потенциал предлагаемого метода по сравнению с классическими методами.*
Ключевые слова: *предэскизное проектирование, морфологический ящик, технические решения, морфологическая матрица, новые инженерные решения, аэростатические системы.*

STRUCTURAL AND PARAMETRIC OPTIMIZATION OF INNOVATIVE AIRCRAFT

© Olga Mitryaeva[1], Marina Pecheykina[1], Dmitry Rakov[2]
[1]National research University "MEI", Moscow, Russia
marina.pecheykina@mail.ru
[2]Blagonravov Mechanical Engineering Research Institute of RAS, Moscow, Russia
rdl@mail.ru

Abstract. *The article discusses the use of an improved morphological approach for the search, synthesis and analysis of new innovative engineering solutions at the stage of pre-sketch design. The method under consideration is based on cluster analysis, set theory and a set of algorithms that maximize the potential of the synthesized object of technology. The potential number of possible combinations of alternatives when using classical morphology is extremely large. The approach was evaluated on the example of new engineering solutions and methods of controlling aircraft, namely aerostatic systems. The conducted studies have shown a significant potential of the proposed method in comparison with classical methods.*
Keywords: *pre-design, morphological box, technical solutions, morphological matrix, new engineering solutions, aerostatic systems.*

1. Введение. В инженерной практике принято стремиться к поиску нового оптимального технического решения (ТР) непосредственно в начале проекта. Для поиска инновационных ТР необходимо решение основных задач системного анализа - декомпозиции, анализа и синтеза технических систем (ТС). Анализ проводится для определения основных свойств ТС и ее функционирования, а задача синтеза заключается в разработке модели системы, определении ее структуры (структурный синтез) и соответствующих параметров (параметрический синтез). Решение этих задач необходимо для эффективного функционирования ТС и достижения поставленной цели [1].

Структура ТС представляет собой наиболее общий способ представления системы на концептуальной стадии процесса проектирования [2]. Половинкин рассмотрел три уровня концептуального проектирования ТС [3].

Характеристики синтезированных ТС на третьем уровне оптимизации могут быть улучшены на 10-15%. На первом и втором уровнях характеристики могут быть улучшены в среднем на 30-35%, а иногда и более.

Структура ТС состоит из набора элементов и совокупности их связей. Поиск рациональной структуры ТС — это достижение компромиссных уровней проектирования по ряду критериев. Целевая функция для поиска оптимума не соответствует основным требованиям теоретического метода оптимизации, так как является разрывной или не всегда может быть определена; существует в операторных обозначениях; не основана на аналитических выражениях; не дифференцируема, не унимодальна, не делима и не аддитивна. Невозможно построить гиперповерхность целевой функции и предсказать ее изменение по приращению переменных [4].

На этапе структурного синтеза новой ТС могут использоваться интуитивные (Brainstorming, Mind Mapping, ТРИЗ, Synectics и др.) и дискурсивные (морфологический анализ, причинно-следственная диаграмма и др.) методы. Наиболее распространенным среди дискурсивных методов является морфологический анализ (МА).

Морфологический анализ был разработан швейцарским астрофизиком Ф.Цвикки [5]. Исследователь применил морфологический анализ сначала в астрономических исследованиях и при разработке ракетных двигательных установок. Как метод структурирования и решения проблем, МА был разработан для решения многомерных, не поддающихся количественной оценке задач, в которых причинно-следственное моделирование и симуляция работают плохо или вообще не работают [6].

2. Модифицированный морфологический подход. Для устранения недостатков присущих классическим морфологическим подходам была предложена следующая методика. В предлагаемом подходе концептуальное проектирование проводится в следующие этапы [7,8]:

- синтез морфологической матрицы (Рис.1),
- определение системы критериев,
- взвешивание альтернатив,
- выбор опорных вариантов,
- генерация,
- отбор альтернатив с использованием оценок каждого варианта и сравнение с другими,
- кластеризация решений на основе меры сходства и построение пространства решений,
- анализ кластеров и решений,

- анализ риска проектирования, вариантов и их выбор,
- синтез прогностических моделей, этап параметрического моделирования и оптимизации.

После выполнения общих этапов экспертами формируется и анализируется морфологическая матрица и набор критериев. Морфологическая матрица и набор критериев являются фиксированными и в дальнейшем не изменяются.

На основе этой информации эксперты на последующих этапах оценивают критерии и оценивают варианты. Формирование несовместимых вариантов и опорных вариантов может быть поручено экспертам или сформировано заранее. Морфологические подходы применяются как для исследований технических систем, так и технологических процессов [9].

	Элементы							
Признаки		x^1	x^2	x^3	...	x^i	...	x^k
	x_1	x_1^1	x_1^2	x_1^3	...	x_1^i	...	x_1^{k1}
	x_2	x_2^1	x_2^2	x_2^3	...	x_2^i	...	x_2^{k2}
	x_3	x_3^1	x_3^2	x_3^3	...	x_3^i	...	x_3^{k3}
	...	...	...	...	...	...	...	...
	x_j	x_j^1	x_j^2	x_j^3	...	x_j^i	...	x_j^{km}
	...	...	...	...	...	...	...	...
	x_n	x_n^1	x_n^2	x_n^3	...	x_n^i	...	x_n^{ki}

Рис. 1. Морфологическая матрица.

3. Морфологический подход для инновационных аэростатических систем. Дальнейшее развитие аэростатов и дирижаблей в настоящее время связано не столько с разработкой конструкций, предполагающих совершенствование существующих систем, сколько внедрением новых технических решений, способных обеспечить надежный и безопасный режим полета и выполнение поставленных задач.

Разнообразие конструкторских решений, предоставляемых конструктору при выборе облика новых аэростатических платформ, отвечающих одним и тем же требованиям, может существенно различаться. Одной из основных проблем при проектировании аэростатов является выбор способа регулирования подъемной силы. Аэростаты поднимаются за счет избыточной аэростатической силы. Изменение высоты полета при подъеме достигается увеличением подъемной силы за счет сброса балласта или повышения температуры подъемного газа, а при спуске - уменьшением подъемной силы за счет сброса газа через специальный клапан или охлаждения подъемного газа.

Для анализа и последующего синтеза построена ММ "Принципы управления подъемной силой". В качестве основных характеристик экспертами выбраны следующие признаки P_i:

- Изменение давления.
- Изменение температуры.
- Изменение объема.
- Балластная система.

- Аэродинамическое управление.

Были построены ММ и матрицы опорных вариантов, содержащие уже известные ТР (рис. 2,3). В дальнейшем экспертами задаются критерии выбора и элементам признаков ММ присваиваются бальные значения от 1 до 9 по каждому критерию.

Элементы признаков

Признаки	P^1	P^2	P^3	P^4
P_1	P_1^1	P_1^2	P_1^3	
P_2	P_2^1	P_2^2	P_2^3	P_2^4
P_3	P_3^1	P_3^2	P_3^3	
P_4	P_4^1	P_4^2	P_4^3	
P_5	P_5^1	P_5^2	P_5^3	

Рис. 2. Морфологическая матрица "Принципы управления подъемной силой".

	P^1	P^2	P^3	P^4
P_1	P_1^1	P_1^2	P_1^3	
P_2	P_2^1	P_2^2	P_2^3	P_2^4
P_3	P_3^1	P_3^2	P_3^3	
P_4	P_4^1	P_4^2	P_4^3	
P_5	P_5^1	P_5^2	P_5^3	

а

	P^1	P^2	P^3	P^4
P_1	P_1^1	P_1^2	P_1^3	
P_2	P_2^1	P_2^2	P_2^3	P_2^4
P_3	P_3^1	P_3^2	P_3^3	
P_4	P_4^1	P_4^2	P_4^3	
P_5	P_5^1	P_5^2	P_5^3	

б

	P^1	P^2	P^3	P^4
P_1	P_1^1	P_1^2	P_1^3	
P_2	P_2^1	P_2^2	P_2^3	P_2^4
P_3	P_3^1	P_3^2	P_3^3	
P_4	P_4^1	P_4^2	P_4^3	
P_5	P_5^1	P_5^2	P_5^3	

в

	P^1	P^2	P^3	P^4
P_1	P_1^1	P_1^2	P_1^3	
P_2	P_2^1	P_2^2	P_2^3	P_2^4
P_3	P_3^1	P_3^2	P_3^3	
P_4	P_4^1	P_4^2	P_4^3	
P_5	P_5^1	P_5^2	P_5^3	

г

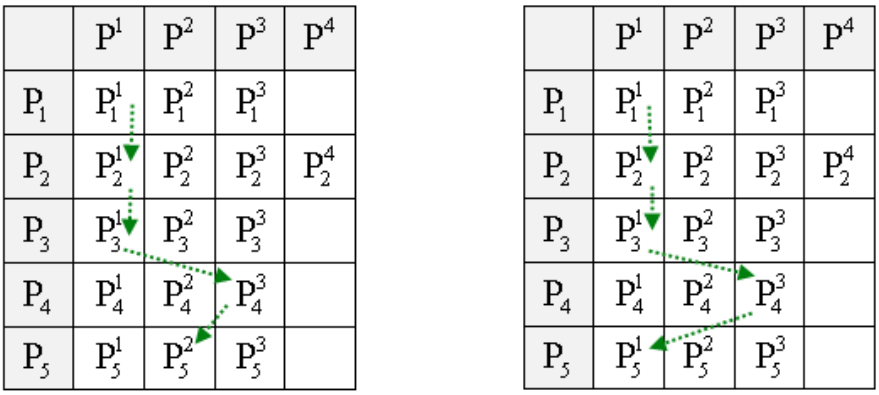


Рис. 3. Опорные варианты в ММ (а) аэростат, б) воздушный шар, в) вертолет, г) тепловой дирижабль "Термоплан", д) аэростат с воздушным балластом, е) дирижабль с воздушным балластом.

Для исследования принципов управления подъемной силой был проведен структурный синтез технических решений, осуществлена генерация и кластеризация вариантов и построено критериальное морфологическое пространство. По результатам синтеза были предложены схемы управления аэростатической подъемной силой путем сжатия части газа-носителя (рис. 4).

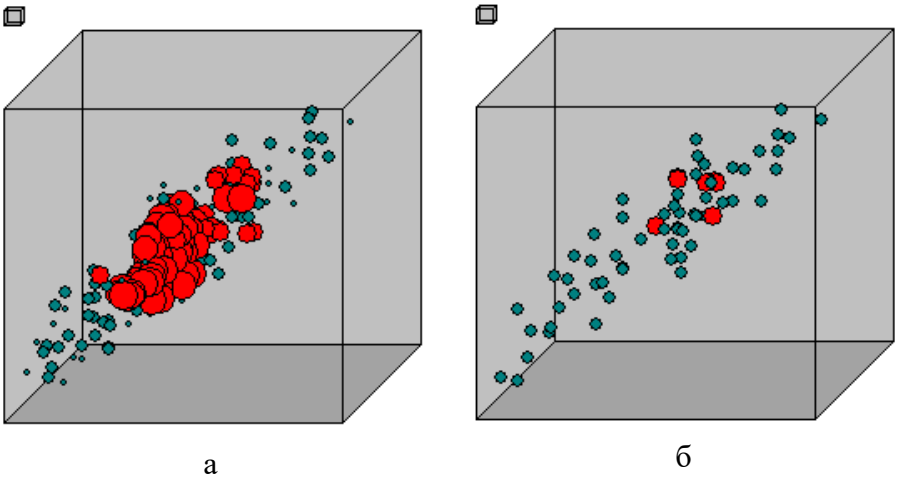


Рис. 4. Варианты в морфологическом пространстве а) максимальное количество ТР, б) выбранный набор ТР (экранные формы).

По результатам анализа из матрицы был выбран ряд альтернатив и проведено моделирование и параметрическая оптимизация. Расчет траекторных характеристик летательных аппаратов проводился путем численного интегрирования уравнений движения методом Эйлера. (рис. 5) при помощи программы Lane [10].

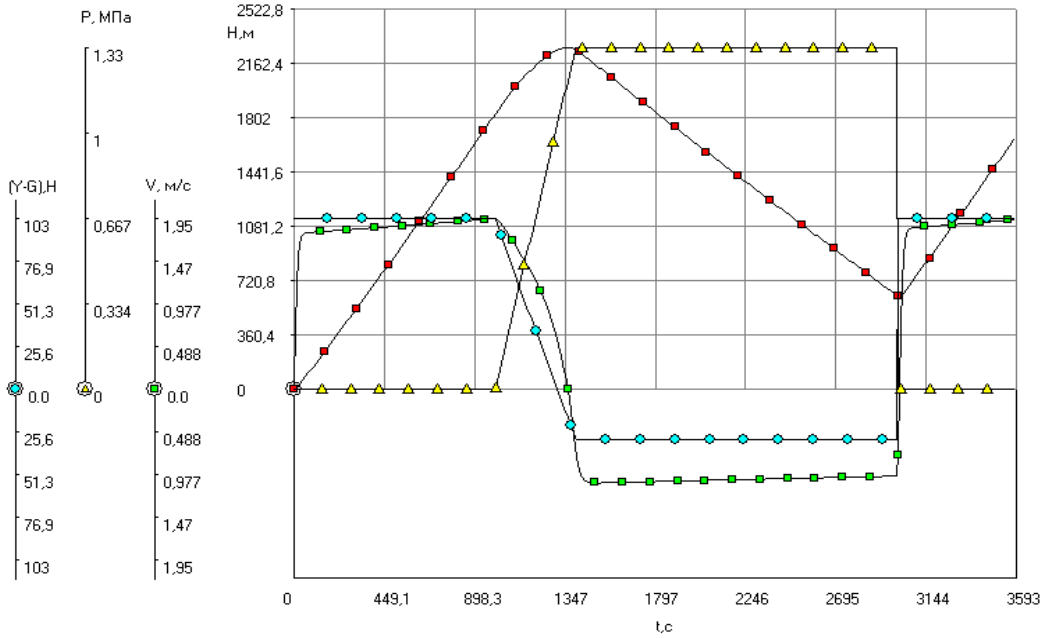


Рис. 5. Траекторные характеристики (экранная форма).

Предложенные концепции характеризуются следующими преимуществами перед существующими:

- Взаимодействие с одновременным изменением объема и давления при управлении подъемной силой.
- Возможность управления подъемной силой в двух направлениях.
- Универсальная применимость для различных концепций баллонов и гибридов.
- Малое время реакции.
- Повышенная надежность.
- Высокая технологичность.
- Малая масса всей системы.

По сравнению с технологией, использующей закачку воздуха в баллоны, предлагаемая позволяет регулировать подъемную силу за счет создания незначительного повышения давления в оболочке, а также, используя водород или гелий, откачивать газ-носитель из основной оболочки аэростата, что приводит к уменьшению массы и скорости реакции системы.

4. Выводы. Рассматриваемый метод базируется на кластерном анализе, теории множеств и наборе алгоритмов, максимально раскрывающих потенциал синтезируемого объекта техники. Подход был оценен на примере новых инженерных решений. Проведенные исследования показали значительный потенциал предлагаемого метода по сравнению с классическими методами.
Дальнейшие исследования предполагают уточнение экспертных оценок, выбор критериев и расширение возможностей кластеризации.

Список литературы

1. G.Pahl G and W.Beitz, Engineering Design - a Systematic Approach (Springer, London,1996).
2. D. Milčić, V. Miltenović. Application of artificial intelligence methods in gear transmitters conceptual design. // FACTA UNIVERSITATIS. Serbia, 2000 - Pp.721-734.
3. Половинкин А. Теория проектирования новой техники: закономерности техники и их применение. - Изд. Информэлектро, 1991-104 с.
4. Мишин, В., Осин, М., Введение в проектирование летательных аппаратов. - Москва: Изд. Машиностроение, 1976. - 128 с.
5. Zwicky, F., 1966, Entdecken, Erfinden, Forschen im morphologischen Weltbild, Droemer/Knaur, München, Zürich, 206 p.
6. Zwicky F. Morphology of aerial propulsion // Helvetica Physica Acta. – 1948. – Vol. XXI. – Heft 5. – S. 299–340.
7. Pecheykina M.A., Rakov D.L., Sukhorukov R.Y., Structural synthesis and the search for new engineering solutions in the conceptual design phase // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. - 2020. - 49(8). P. 712-719. DOI: 10.3103/S1052618820080087
8. Bardenhagen A., Pecheykina M., Rakov D. Advanced morphological approach for Knowledge-Based Engineering (KBE) in aerospace // Advances in Intelligent Systems and Computing. - 2020. - B. 902. - P. 495-505. DOI: 10.1007/978-3-030-12082-5_45
9. Митряева О.Е., Печейкина М.А., Раков Д.Л., Сухоруков Р.Ю. Синтез инновационных технологических процессов для микродугового оксидирования // Вестник научно-технического развития. - 2020. - № 7 (155). - С. 24-29. DOI: 10.18411/vntr2020-155-3
10. Раков Д.Л. Универсальное программное обеспечение для моделирования аэрокосмических систем// Материалы 58-х Научных чтений, посвященных разработке научного наследия и развитию идей К.Э. Циолковского. - Калуга, 2023. - С. 346-349.

References

1. G.Pahl G and W.Beitz, Engineering Design - a Systematic Approach (Springer, London,1996).
2. D. Milčić, V. Miltenović. Application of artificial intelligence methods in gear transmitters conceptual design. // FACTA UNIVERSITATIS. Serbia, 2000 - Pp.721-734.
3. Polovinkin, A., 1991, Design theory of new engineering solutions: technology patterns and their applications. Edn. Informelectro, -104 p. (in Russian)
4. Mishin, V., Osin, M., Introduction to Aircrafts Design, Moscow: Edn. Mashinostroenie, 128 p. (in Russian)
5. Zwicky, F., 1966, Entdecken, Erfinden, Forschen im morphologischen Weltbild, Droemer/Knaur, München, Zürich, 206 p.
6. Zwicky F. Morphology of aerial propulsion // Helvetica Physica Acta. – 1948. – Vol. XXI. – Heft 5. – S. 299–340.
7. Pecheykina M.A., Rakov D.L., Sukhorukov R.Y., Structural synthesis and the search for new engineering solutions in the conceptual design phase // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. - 2020. - 49(8). - P. 712-719. DOI: 10.3103/S1052618820080087
8. Bardenhagen A., Pecheykina M., Rakov D. Advanced morphological approach for Knowledge-Based Engineering (KBE) in aerospace // Advances in Intelligent Systems and Computing. - 2020. - B. 902. - P. 495-505. DOI: 10.1007/978-3-030-12082-5_45

9. Mitryaeva O.E., Pecheikina M.A., Rakov D.L., Sukhorukov R.Yu. Synthesis of innovative technological processes for micro-arc oxidation // Bulletin of Scientific and Technical Development. - 2020. - № 7 (155). - C. 24-29. DOI: 10.18411/vntr2020-155-3. (in Russian)
10. Rakov D.L. Universal software for modeling of aerospace systems// Proceedings of the 58th Scientific Readings devoted to the development of scientific heritage and development of ideas of K.E. Tsiolkovsky. - Kaluga, 2023.- P. 346-349. (in Russian).

Дата поступления: 8 января 2024 г.

DOI: 10.18411/vntr2024-172-2

УДК 539.43

ПОВРЕЖДЕННОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ СЛОЖНЫХ РЕЖИМАХ ДЛИТЕЛЬНОГО НАГРУЖЕНИЯ

© Леонид Иванович Огородов [1], Вероника Андреевна Шапкина [2]
[1] Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Россия
l.ogorodov@mail.ru
[2] Вологодский государственный университет, Россия
vrnk@bk.ru

Аннотация. *Приводится обзор кинетических уравнений повреждений и результатов расчета меры повреждений в сталях и сплавах (ЭИ-182, ЭИ-765, ЭИ-607А, ЭИ-893ВД, ЭИ-893, 800 Н) при нестационарных режимах нагружения в условиях сложного напряженного состояния и высоких температур от 525°С до 900°С. Целью работы является привлечение экспериментальных данных к оценке эффективности предложенных уравнений повреждений. Представлены результаты расчета меры повреждений при сложных режимах длительного нагружения стали 15Х1М1Ф, сплава ОХ13 и меди. Выделяются наиболее эффективные для описания процесса повреждений кинетические уравнения.*
Ключевые слова: *стали, сплавы, медь, нестационарные режимы, разрушение, уравнения повреждений, мера повреждений.*

DAMAGE TO STRUCTURAL MATERIALS UNDER COMPLEX LONG-TERM LOADING CONDITIONS

© Ogorodov L.I. [1], Shapkina V.A. [2]
[1] Peter the Great St.Petersburg Polytechnic University, Russia
l.ogorodov@mail.ru
[2] Vologda State University, Russia
vrnk@bk.ru

Abstract. *The review of kinetic equations of damages and results of calculation of the measure of damages in steels and alloys (ЭИ-182, ЭИ-765, ЭИ-607А, ЭИ-893ВД, ЭИ-893, 800 N) under nonstationary loading conditions under complex stress conditions and high temperatures from 525 °C to 900 ° C. The aim of the work is to attract experimental data to evaluate the effectiveness of the proposed damage equations. The results of calculating the damage measure under difficult long-term loading conditions of steel 15Х1М1Ф, alloy ОХ13 and copper are presented. The kinetic equations that are most effective for describing the damage process are distinguished.*
Key words: *steels, alloys, copper, non-stationary modes, destruction, damage equations, damage measure.*

Введение. При проектировании элементов конструкций для обеспечения их оптимальной работы с максимальным механическим ресурсом важную роль играют расчеты усталостной и длительной прочности в части выбора материала. В сложных условиях эксплуатации эффективность работы материала и конструкции зависит от возможности длительного сопротивления в нестационарных режимах (колебания температур, нагрузок).

Наметилась тенденция к экономному использованию материалов в силовых элементах конструкций. Это может достигаться за счет того, что изделия и элементы конструкций будут надежно эксплуатироваться в течение более длительного времени, чем раньше. Необходимо исключить возможности повреждения конструкций вследствие недостаточной точности расчетов и прогнозирования долговечности.

В практике расчета проектирования долговечности всегда имелись и имеются некоторые сложности, поскольку при эксплуатации конструкций в них происходят достаточно непростые процессы длительного разрушения. Как оказалось, при сложных режимах эксплуатации хорошо изученные в условиях кратковременных режимов испытаний механические характеристики материалов не в полной мере удовлетворяют адекватному расчету работоспособности материалов и прогнозирования.

В настоящее время имеется большое количество работ, в которых предлагаются методы суммирования повреждений, критерии длительного разрушения, рекомендации в оценке долговечности. При этом очевидно, что более адекватным действительности по отношению к длительному разрушению является кинетический подход. Таким образом, длительное разрушение исследуется как процесс временной и описывается кинетическими уравнениями повреждений. В силу сложности процессов разрушения модели накопления повреждений в них могут рассматриваться как приближенные, при этом результаты расчетов по приближенным моделям с данными непосредственных экспериментов находятся в удовлетворительном согласии.

Задачи работы: 1. Выполнить обзор кинетических уравнений повреждений, использующихся в настоящей работе; 2. Привести обзор результатов расчета меры повреждений в сталях и сплавах при сложных режимах длительного нестационарного нагружения; 3. Представить новые результаты расчетов меры повреждений в ряде материалов при длительном нагружении.

Механические модели разрушения и кинетические уравнения повреждений. Процесс разрушения материалов, а также элементов конструкций включает в себя некоторые стадии, а именно – стадию рассеянных и стадию локальных повреждений, и для его описания нужно иметь уравнения повреждений, относящихся к данным стадиям. Помимо этого, требуется установление условия, при котором завершится первая стадия, и начнется вторая. К завершению второй стадии произойдет разрушение. Длительная прочность до сих пор, как правило, оценивается при исследовании стадии рассеянных повреждений, либо рассматривается стадия локальных. Среди моделей длительного разрушения можно выделить три основных феноменологических типа – деформационные, силовые и энергетические. Но в данных моделях одновременно могут происходить несколько процессов разрушений, которые могут взаимодействовать между собой либо накладываться друг на друга, поэтому в этих случаях необходимо применять комбинированные уравнения повреждений.

Мера повреждений выражается в форме некоторого инварианта тензора повреждений [1]

$$\Pi = \Pi_i + c\Pi_0, \quad (1)$$

где $\Pi_i = \sqrt{(2/3)\sum \Pi_{ij}^2}$ – интенсивность повреждений, Π_{ij} – компоненты девиатора, Π_0 – компоненты шарового тензора повреждений, c – экспериментально определяемая постоянная.

Для определения текущего значения $\Pi(\tau)$ в (1) требуются дифференциальные или интегральные уравнения, устанавливающие зависимость искомой величины от режима нагружения. Например, для случая линейного напряженного состояния дифференциальное уравнение силового типа можно представить в виде

$$d\Pi/d\tau = f[\sigma(\tau), \dot{\sigma}(\tau), \Pi(\tau), T(\tau), C(\tau), \tau], \quad (2)$$

где τ – время, $\sigma(\tau)$ – режим силового нагружения, $\dot{\sigma}(\tau)$ – скорость нагружения, $\Pi(\tau)$ – поврежденность материала, накопленная к моменту (τ), $T(\tau)$ – заданный температурный режим, $C(\tau)$ – параметр, характеризующий вид агрессивной среды.

Для случая сложного напряженного состояния уравнение линейного суммирования повреждений силового типа записывается в скалярной форме

$$\Pi_Б = \int_0^\tau \frac{d\theta}{\xi[\sigma_э(\theta, T, C)]}, \quad (3)$$

где ξ – время до разрушения при соответствующем эквивалентном напряжении $\sigma_э$ в условиях стационарного нагружения.

При нестационарном режиме нагружения интеграл превращается в сумму

$$\Pi_Б = \sum_{k=1}^{n} \frac{\tau_к(T, C)}{\xi_к(T, C)}, \quad (4)$$

где ξ_k– время разрушения при режиме k-ой ступени. При использовании формулы (5) для аппроксимации кривой длительной (статической) прочности материала

$$\sigma_р = A - B\, lg\xi, \quad (5)$$

кинетическое уравнение (3) принимает вид

$$\Pi_Б = \int_0^\tau \frac{1}{A_0} exp \frac{\sigma_э(\theta, T, C)}{B_0} d\tau. \quad (6)$$

А согласно (4) имеем

$$\Pi_Б = \sum_{k=1}^{n} \frac{\tau_k}{A_0} exp \frac{\sigma_э(\theta, T, C)}{B_0}, \quad (7)$$

где $A_0 = 1/exp(2{,}303\, A/B), B_0 = B/2{,}303$.

Для оценки долговечности элементов конструкций в условиях высокотемпературной ползучести при наличии сложного напряженного состояния применяется также соотношение деформационного типа

$$\Pi_e = \int_0^\tau \frac{de_i^*}{e_{ip}^*(\sigma_э, T, C)}. \quad (8)$$

В формуле (8) параметр e_i^* – инвариант Одквиста, т.е. развернутая длина пути вязкопластического деформирования.

В целом ряде работ предлагаются и применяются уравнения нелинейного суммирования повреждений. Остановимся на уравнениях следующего вида:

$$\Pi = \int_0^{\tau} \frac{m\theta^{m-1}}{\xi^m[\sigma_э(\theta, T, C)]} d\theta, \quad (9)$$

$$\Pi = \gamma \int_0^{\tau} e^{\gamma\{\theta - \xi[\sigma_э(\theta,T,C)]\}} d\theta, \quad (10)$$

$$\Pi = \sum_{k=1}^{n} \left(\frac{\tau_k}{\xi_k}\right)^p, \quad (11)$$

$$\Pi = \sum_{k=1}^{n} e^{\beta(\tau_k - \xi_k)}, \quad (12)$$

$$\Pi = \frac{\sigma_э(\tau)}{\sigma_{э\,пр}} + \int_0^{\tau} \frac{1 - \frac{\sigma_э(\theta)}{\sigma_{э\,пр}}}{\xi[\sigma_э(\theta, T, C)]} d\theta, \quad (13)$$

В зависимости (9)-(12) входят постоянные β, m, γ, p, определяющиеся дополнительными базовыми опытами на нестационарные режимы нагружения при наличии кривой длительной прочности, полученной при стационарных режимах. При аппроксимации кривой длительной прочности зависимостью $\xi = qe^{-\alpha\sigma_э}$ уравнение (13) приводится к виду

$$\Pi = \frac{\sigma_э(\tau)}{\sigma_{э\,пр}} + \frac{1}{q}\int_0^{\tau} \left[1 - \frac{\sigma_э(\theta)}{\sigma_{э\,пр}}\right] e^{\alpha\sigma_э} d\theta, \quad (14)$$

а при нестационарном ступенчатом нагружении к виду

$$\Pi = \frac{\sigma_{эп}}{\sigma_{э\,пр}} + \frac{1}{q}\sum_{k=1}^{n} \left[1 - \frac{\sigma_э(\tau)}{\sigma_{э\,пр}}\right] e^{\alpha\sigma_э}\tau_k, \quad (15)$$

где $\sigma_{э\ пр}$ – истинное напряжение разрыва образца, определяемое из опыта [2], $\sigma_{эп}$ – напряжение на последней стадии.

В работе [3] в расчете меры поврежденности сплава 800 Н представлены силовые и деформационные уравнения линейного суммирования повреждений, а также комбинированные уравнения.

В оценке эффективности расчетов меры повреждений рассмотрим комбинированное уравнение [1]

$$\Pi = \frac{\overline{\sigma}_{max}(N)}{\overline{\sigma}_{пр}} + \sum_{k=1}^{N} \varphi\left(\frac{w_k}{w_p}\right) + \sum_{k=1}^{N} f\left(\frac{\Omega}{w_p}\right), \quad (16)$$

которое учитывает накопление односторонних вязкопластических деформаций до и после стабилизации петли гистерезиса, а также изменение самой петли. В (16) σ_{max} – максимальное напряжение на момент определения повреждений, $\sigma_{пр}$ – истинное сопротивление разрыву, Ω – работа одностороннего пластического деформирования в k-том цикле нагружения, w_k – работа циклического деформирования, w_p – предельная работа статического деформирования в эквивалентных температурных условиях нагружения. При этом функциональные параметры $\varphi(w/w_p)$ и $f(\Omega/w_p)$ определяются из испытаний на малоцикловую усталость в условиях линейного напряженного состояния. В условиях сложного напряженного состояния

величины w и Ω определяются как суммы их значений за цикл по всем компонентам девиатора напряжений.

Кинетическое уравнение повреждений при малоцикловой усталости записывается в виде

$$\Pi(N) = \frac{\sigma_{max}(N)}{\overline{\sigma_{\text{р}}}} + \sum_{k=1}^{N} \varphi(\varkappa_k, R_{\sigma k}), \tag{17}$$

где параметры $\varkappa_k$ и $R_{\sigma k}$ относятся к текущему к-му циклу; $\varphi(\varkappa_k, R_{\sigma k})$ – функциональный параметр уравнения, определяемый из опытных данных.

При стационарном режиме циклического нагружения

$$\Pi(N) = \frac{\sigma_{max}(N)}{\overline{\sigma_p}} + \varphi(\varkappa, R_\sigma) \cdot N. \tag{18}$$

При условии разрушения П=1 из (18) имеем соотношение $\varphi(\varkappa, R_\sigma) = \left(1 - \frac{\sigma_{max}}{\overline{\sigma_p}}\right) \cdot \frac{1}{N_p}$, которое рассматривается как уравнение усталостной кривой $R\sigma$=const. Из данного уравнения для конкретного материала при наличии соответствующих экспериментальных данных определяется функциональный параметр $\varphi(\varkappa, R_\sigma)$.

При циклическом нагружении кинетическое уравнение повреждений применяется в виде

$$\Pi = \int_0^N \widetilde{\sigma_{max}}\,(n) M(N-n)\mathrm{d}n, \tag{19}$$

где в качестве независимой переменной используется число циклов нагружения (обязательно целое) при постоянном коэффициенте асимметрии. При нестационарных режимах наряду с регулярными циклами существуют переходные циклы, разделяющие блоки регулярных. Разрушающее действие их не определено, поэтому числа циклов N и n должны быть достаточно большими. Переходные циклы в оценке общей поврежденности не учитываются при условии, что их число мало по сравнению с числом одинаковых регулярных циклов.

При влиянии среды на длительную прочность материала уравнение используется в виде

$$\Pi = \int_0^\tau \widetilde{\sigma_{\text{э}}}\,(\theta, k_s) K(\tau - \theta, k_s)\mathrm{d}\theta, \tag{20}$$

где k_s – параметр, характеризующий агрессивность среды.

При малоцикловом нагружении появляется возможность использования комбинированного уравнения повреждений, учитывающее повреждения статической и циклической усталости

$$\Pi = \Pi_{\text{ст}} + \Pi_{\text{ц}}. \tag{21}$$

В формуле (21) поврежденность П к моменту разрушения по-прежнему составляет П=1. В случае многоциклового нагружения может быть использовано уравнение

$$\Pi = \int_0^\tau \widetilde{\sigma_{\text{э}\,max}}\,(\theta) L(\tau - \theta)\mathrm{d}\theta, \tag{22}$$

где П – суммарная поврежденность статической и циклической усталости, $L(\tau - \theta)$ – функция влияния, определяемая по кривой усталости при данном коэффициенте асимметрии цикла изменения всех компонентов напряжений, данной частоте нагружения и температуре.

Для описания процесса диссеминированных повреждений в сталях и сплавах использовалось [2-8] кинетическое уравнение наследственного типа в скалярной форме

$$П = \int_0^{\tau} \widetilde{\sigma_э}(\theta) K(\tau - \theta) d\theta, \quad (23)$$

где $\widetilde{\sigma_э}(\theta)$ – режим изменения приведенного эквивалентного напряжения, $K(\tau - \theta)$ – функция влияния (ядро), определяется по уравнению статической усталости материала. Имея в наличии уравнение кривой длительной прочности и используя уравнение разрушения П=1, функция влияния определяется как $\frac{d}{d\xi}\left[\frac{1}{\sigma_р(\xi)}\right] = K(\xi)$, где $\xi = \tau - \theta$.

Наиболее часто встречающиеся на практике кривые длительной прочности аппроксимируют зависимостями, которые целесообразно представить в виде $\sigma_р = A' - B' lg\tau$, $lg\sigma_р = A'' - B'' lg\tau$. Эти зависимости можно обобщить в форме приведенного уравнения $\widetilde{\sigma_р} = A - B\, lg\, \tau$.

В работе [3] использовались следующие уравнения повреждений:

$$П = \int_0^{\tau} lg\, \sigma K(\tau - \theta) d\theta\,, \quad (24)$$

$$П = \frac{\sigma_{n-1} - \sigma_*}{\sigma_{пр}} + \int_0^{\tau} lg(\sigma - \sigma_*)\, K(\tau - \theta) d\theta, \quad (25)$$

где σ_*– напряжение, соответствующее пределу длительной прочности на базе испытаний, $\sigma_{пр}$ – напряжение, представляющее собой гипотетическое сопротивление «мгновенному» разрушению.

Расчетные значения меры повреждений по уравнениям (24) и (25) сравнивались с расчетами по силовым, деформационным уравнениям линейного и квазилинейного суммирования повреждений [9]. Формулы, используемые в [9] не приводим.

Комбинируя выражения для меры повреждений, можно получить более сложные соотношения [1]

$$П = \frac{\sigma(\tau)}{C} + \int_0^{\tau} \tilde{\sigma}(\theta)\, d\theta + \int_0^{\tau} \tilde{\sigma}(\theta)\, M(\tau - \theta) d\theta, \quad (26)$$

обладающие в части описания процесса длительного разрушения большой гибкостью. Сложность данного кинетического уравнения состоит в постоянных и функциональных параметрах, которые необходимо подбирать либо определять.

Примерами менее сложных кинетических уравнений накопления повреждений рассматривались следующие:

$$П = \frac{\sigma(\tau) - \sigma^*}{\sigma_р} + \int_0^{\tau} \tilde{\sigma}(\theta)\, K, \quad (27)$$

$$П = \sigma_р \frac{\sigma(\tau) - \sigma_о}{\sigma_р^*} + \int_0^{\tau} \tilde{\sigma}(\theta)\, K(\tau(\tau - \theta) d\theta - \theta) d\theta, \quad (28)$$

$$П = \sigma_р \frac{\sigma(\tau)}{\sigma_р^{**}} + \int_0^{\tau} \tilde{\sigma}(\theta)\, K(\tau - \theta) d\theta, \quad (29)$$

где σ^*, $\sigma_р$, $\sigma_о$, $\sigma_р^*$, $\sigma_р^{**}$ – размерные постоянные.

При различных способах аппроксимации кривой длительной прочности $\tilde{\sigma}$ определяется в виде $\tilde{\sigma} = \sigma - \sigma_о$ или $\tilde{\sigma} = lg\,(\sigma - \sigma_о)$.

В комбинированных соотношениях (27)-(29) первые слагаемые описывают необратимые повреждения при первом или, если есть разгрузка, последующем после разгрузки активном нагружении до заданного режимом уровня напряжений. Параметры σ^*, $\sigma_р$, $\sigma_о$, $\sigma_р^*$, $\sigma_р^{**}$ определяются по данным кратковременного нагружения ($\sigma_р$) и по результатам дополнительных (минимум двух) базовых опытов на нестационарное ступенчатое нагружение, где в одном опыте напряжение на второй ступени нагружения больше, чем на первой ступени, а в другом опыте наоборот, причем разница между величинами напряжений на ступенях должна быть задана существенной в соответствие с кривой длительной прочности материала. Могут быть использованы и более сложные нестационарные режимы базовых опытов, на расчеты (подбор) параметров усложняются за счет наследственной части (второе слагаемое) в (15)-(17) комбинированных соотношений.

В работе [10] использовались соотношения

$$П = \sum_{i=1}^{k} B_1^m \left[\left(\frac{\tau_i}{lg \frac{A_1}{\sigma_{э,i}}} \right)^m - \left(\frac{\tau_{i-1}}{lg \frac{A_1}{\sigma_{э,i-1}}} \right)^m \right], \quad (30)$$

$$П = \frac{\sigma_{э\,max}}{\sigma_р} + \left(1 - \frac{\sigma_{э\,max}}{\sigma_р}\right) B_1^m \left[\left(\frac{\tau_i}{lg \frac{A_1}{\sigma_{э,i}}} \right)^m - \left(\frac{\tau_{i-1}}{lg \frac{A_1}{\sigma_{э,i-1}}} \right)^m \right], \quad (31)$$

где m=0,005.

Для расчета меры повреждений сплава ОХ13 [11] предлагается использовать аналог уравнений (27) и (28) в виде

$$П = \frac{\sigma_{э\,max} - \sigma_\tau}{\sigma_р} + \int_0^\tau (\sigma_э - \sigma_\tau) K(\tau - \theta) d\theta, \quad (32)$$

где σ_τ – напряжение, характеризующее предел длительной прочности (σ_τ=162 МПа, $\sigma_р$=650 МПа по данным [11]).

При кратковременных перегрузках вследствие наложения мгновеннопластических деформаций на вязкопластические деформации происходит взаимное влияние повреждений. При этих условиях приходится использовать формулу $П = П_1 + D П_1 П_2 + П_2$. Здесь $П_1$ - поврежденность, определяемая согласно (7) или, по нашему предложению, по уравнению (23); $П_2$ - поврежденность при мгновеннопластическом деформировании $П_2 = \frac{e_i^{МП}}{e_{iр}}$, где $e_i^{МП}$- интенсивность мгновеннопластической деформации, определяемая из опытов на быстрое нагружение и соответствующая полному разрушению материала при отсутствии ползучести либо ее крайне незначительного присутствия.

Для оценки эффективности применяемых уравнений повреждений теоретическое значение меры повреждений $П_Т$=1, которое должно было бы наблюдаться при идеальном описании процесса разрушения, сравнивается с расчетным значением на момент фактического разрушения материала (образца). В качестве функциональных параметров для различных типов уравнений повреждений используются следующие: в уравнениях деформационного типа – зависимость предельных деформаций, в уравнениях энергетических моделей – зависимость предельной работы пластического деформирования, отвечающие 50% вероятности разрушения, а в уравнениях силового типа используется кривая статической или циклической усталости. Таким образом, можно предположить, что при нестационарном

нагружении теоретическое условие $П_Т$=1 отвечает той же вероятности [1]. Эффективность анализируемых уравнений оценивается также величинами отклонений меры ΔП индивидуальных опытов от среднего значения меры повреждений для сопоставимых режимов нагружения.

Обзор ранее полученных результатов расчета меры повреждений в сталях и сплавах при сложных режимах длительного нагружения. В [5] представлены результаты расчета меры повреждений сталей ЭИ-182 (температура испытаний 525°С), ЭИ-765 (температура 800°С) и сплава ЭИ-607А (температура 700°С) при целом ряде сложных нестационарных режимах нагружения. В табл. 1 представлены результаты расчета меры повреждений при нестационарных режимах нагружения, в табл. 2 при знакопеременном нагружении по сравниваемым кинетическим уравнениям. Приводятся средние значения меры повреждений на момент разрушения материалов и предельные отклонения значений меры от среднего значения.

Таблица 1

Результаты расчета меры повреждений ЭИ-182 и ЭИ-765 при нестационарных режимах нагружения

Материал	Кол.	$П_Б$ (6)	$+ΔП_Б$	$-ΔП_Б$	П (23)	+ΔП	-ΔП
ЭИ-182	5	1,19	0,30	0,29	1,02	0,04	0,04
ЭИ-765	6	1,04	0,12	0,07	1,00	0,02	0,02

Таблица 2

Результаты расчета меры повреждений сталей ЭИ-182 и ЭИ-765 при знакопеременном нагружении

Материал	Кол. режимов	Условие	$П_Б$ (6)	$+ΔП_Б$	$-ΔП_Б$	П (23)	+ΔП	-ΔП
ЭИ-182 $\chi = 0{,}35$	3	$\sigma_э = 0$	0.84	0.08	0.09	0.88	0.02	0.03
		$\sigma_э = \chi\sigma_i$	0.86	0.08	0.09	0.98	0.02	0.01
ЭИ-765 $\chi = 0{,}40$	3	$\sigma_э = 0$	1.12	0.03	0.05	0.90	0.02	0.01
		$\sigma_э = \chi\sigma_i$	1.19	0.05	0.03	0.98	0.01	0.01

Здесь применили критерий Писаренко-Лебедева $\sigma_э = \varkappa\sigma_i + (1-\varkappa)\sigma_1$. В данном выражении $\varkappa$ - параметр, определенный по кривым длительной прочности при различных видах напряженного состояния, σ_i – интенсивность напряжений, σ_1 - наибольшее растягивающее главное напряжение. При сжатии, когда $\sigma_1<0$, эквивалентное напряжение можно определить по-разному. По первому подходу полагаем, что $\sigma_э = \varkappa\sigma_i$. Второй подход основан на предположении, что в условиях сжатия повреждения вообще не накапливаются, таким образом, эквивалентное напряжение равно нулю.

Результаты расчета меры повреждений на момент разрушения сплава ЭИ-607А при непропорциональных режимах нагружения (табл.3) и температуре 700°С (табл.4) показаны в условиях: одноосного напряженного состояния (I); знакопостоянного и знакопеременного двухосного напряженного состояния (II). В табл.5 показаны результаты расчета повреждений

сплава ЭИ-607А при знакопеременном нестационарном нагружении, а в табл. 6 - при малоцикловом знакопеременном нагружении при температуре 700°С [13].

Таблица 3

Результаты расчета меры повреждений ЭИ-607А при непропорциональных режимах нагружения

Материал	Кол. режимов	$П_Б$ [12]	$+\Delta П_Б$	$-\Delta П_Б$	$П_Б$	$+\Delta П_Б$	$-\Delta П_Б$	П (23)	$+\Delta П$	$-\Delta П$
I	5	0,99	0,02	0,03	0,98	0,07	0,05	1,02	0,04	0,04
II	5	1,02	0,03	0,07	1,04	0,12	0,05	1,06	0,03	0,02

Таблица 4

Результаты расчета меры повреждений ЭИ-607А при температуре 700°С

Материал	Кол. режимов	$П_Б$ [13]	$+\Delta П_Б$	$-\Delta П_Б$	$П_l$ [13]	$+\Delta П_l$	$-\Delta П_l$	П (23)	$+\Delta П$	$-\Delta П$
I	4	1.00	0.03	0.01	1.07	0.06	0.06	0.99	0.07	0.04
II	7	0.98	0.04	0.06	1.05	0.07	0.07	1.04	0.04	0.05

Таблица 5

Результаты расчета повреждений сплава ЭИ-607А при знакопеременном нестационарном нагружении [13]

Кол. режимов	$П_e$ [13]	$+\Delta П_e$	$-\Delta П_e$	П (23)	$+\Delta П$	$-\Delta П$	$П^{/}$ (23)	$+\Delta П^{/}$	$-\Delta П^{/}$
4	1,05	0,06	0,06	1,05	0,02	0,01	1,00	0,03	0,03

Здесь значения $П^{/}$ определены с учетом условия $\sigma_э=0$ при $\sigma_1<0$.

Таблица 6

Результаты расчета повреждений сплава ЭИ-607А при малоцикловом знакопеременном нагружении [13] при температуре 700°С

Кол. режимов	Кол. циклов	П [13]	$+\Delta П$	$-\Delta П$	П (23)	$+\Delta П$	$-\Delta П$
3	33;32;38	0,97	0,01	0,01	1,00	0,01	0,02

Далее приводим результаты расчета меры повреждений на момент разрушения трубчатых образцов сплава ЭИ-893ВД (обобщенные результаты) при нестационарных режимах статического нагружения на воздухе и в агрессивной среде (солевая нагрузка) и температуре 700°С [2]. В табл.7 показаны результаты при двухступенчатом нагружении (16 режимов), в табл.8 - при нестационарных режимах с промежуточными разгрузками и малоцикловых нагружениях (11 режимов).

Таблица 7

Результаты расчета меры повреждений сплава ЭИ-893ВД при двухступенчатом нагружении (16 режимов)

Показатели	Расчетные меры повреждений по уравнениям						
	3	9	10	11	12	14	20
$П_{ср}$	1,27	1,23	0,99	0,98	1,07	1,11	1,06
$+\Delta П$	0,27	0,37	0,08	0,28	0,38	0,12	0,13
$-\Delta П$	0,26	0,33	0,14	0,28	0,40	0,21	0,18

Таблица 8

Поврежденность сплава ЭИ-893ВД при нестационарных режимах с промежуточными разгрузками и малоцикловых нагружениях (11 режимов)

Показатели	Поврежденность по уравнениям		
	3	14	20
$П_{ср}$	0,91	0,88	0,89
$+\Delta П$	0,29	0,15	0,08
$-\Delta П$	0,47	0,19	0,08

В табл. 9 показаны итоги расчета диссеминированных повреждений сплава ЭИ-893 по уравнениям повреждений силового и энергетического типов [6-8]. Испытания проводились в условиях линейного напряженного состояния и температуре 800°С (8 нестационарных режимов мягкого циклического нагружения с частотами 3-5 и 0,25-0,45 циклов в минуту).

Таблица 9

Мера повреждений сплава ЭИ-893ВД

Показатели	Поврежденность по уравнениям			
	6	16	22	19
$П_{ср}$	0,83	1,00	1,00	1,00
$+\Delta П$	0,28	0,05	0,09	0,09
$-\Delta П$	0,21	0,06	0,12	0,09

В условиях плоского напряженного состояния расчетные значения $П_{ср}$ по уравнениям (6), (16) и (19) составили: 1,78; 1,07; 0,99, соответственно.

В [3] выполнена обработка экспериментальных данных работы [9]. В [9] исследовалась длительная прочность жаропрочного сплава 800 Н (*X*10*NiCrAlTi*32) в условиях стационарного нагружения, а также нестационарного (ступенчатого) изменения нагрузки. В материале создавалось одноосное напряженное состояние (растяжение) при температуре 800°С и 900°С. В табл.10 представлены результаты расчета меры повреждений при фактическом разрушении образцов сплава 800 Н в условиях ступенчатого (σ_I=20 МПа) нагружения (8 режимов) при температуре 900°С.

Таблица 10

Мера повреждений при фактическом разрушении образцов сплава 800 Н в условиях ступенчатого (σ_I=20 МПа) нагружения (8 режимов) при температуре 900°С

Показатели	Расчет авторов [9] по уравнениям						Уравнения	
	I	II	III	IV	V	VI	24	26
$П_{ср}$	0.72	0.93	1.18	1.07	0.84	0.95	1.06	1.09
$+\Delta П$	0.11	0.19	0.28	0.38	0.15	0.20	0.05	0.05
$-\Delta П$	0.19	0.24	0.21	0.27	0.21	0.22	0.04	0.04

В двух других циклах испытаний расчеты меры повреждений дали результаты по уравнению (24): $П_{ср}$=1,07; $+\Delta П$=0,03; $-\Delta П$=0,04; $П_{ср}$=1,00; $+\Delta П$ =0,05; $-\Delta П$=0,06, а по уравнениям (25) получили: $П_{ср}$ =1,02; $+\Delta П$ =0,03; =0,07; $П_{с}$=0,34; $+\Delta П$ =0,05; $-\Delta П$ 0,06.

Новые результаты расчета меры повреждений материалов. Перейдем к оценке поврежденности стали 15Х1М1Ф при нестационарном нагружении. В [14] испытания проводились при двух режимах циклического нагружения, характеристики которых представлены в табл.11. Температура во всех опытах была постоянной и равнялась 565°С,

что соответствует температуре эксплуатации стали. Длительность выдержки при максимальном напряжении цикла σ_{max} =160 МПа была равной 8 часам. Режимы (1) – (3) имитировали условия работы материала элемента конструкции при маневрировании мощностью энергоблока (σ_{min} =0,3$\sigma_{0,2}$= 60 МПа), причем время выдержки при частичной разгрузке составляло 8,16 и 24 часа соответственно. Режим (4) имитировал пуск и кратковременную (5 мин) остановку энергоблока. Для сопоставления в табл.11 приведены режимы нагружения, долговечность, характеристики длительной пластичности стали 15Х1М1Ф и результаты исследования транскристаллических сколов [14], относящиеся к стационарному режиму (5) нагружения (σ =160 МПа).

Таблица 11

Режимы нагружения, долговечность, характеристики длительной пластичности стали 15Х1М1Ф и результаты исследования транскристаллических сколов [14]

№ режима	Время разрушения, час	Число полных циклов N	Коэффициент асимметрии цикла, R	Отн. удлинение δ,%	Отн. сужение ψ, %	Число пор в единице V материала	Средний размер пор, мкм	Степень поврежденности границ зерен порами, %	Объемная доля пор, %	Доля пор в общем V повреждений	Доля трещин в общем V повреждений
1	744	46	0,375	29	86	-	-	-	-	-	-
2	1132	47	0,375	26	76	2,7-3,7	0,7-0,9	2,8-3,9	0,07-0,19	0,1-0,2	0,8-0,9
3	518	16	0,375	13	85	15,3-8,7	0,5-0,7	9,0-11,4	0,20-0,40	0,3-0,5	0,5-0,7
4	269	33	0,0	12	86	1,3-1,9	0,9-1,1	2,2-3,2	0,07-0,16	0,1-0,2	0,8-0,9
5	296	-	1,0	30	86	1,5-1,9	0,9-1,1	2,3-3,1	0,08-0,14	0,1-0,2	0,8-0,9

В настоящей работе определяются меры повреждений при разрушении стали 15Х1М1Ф в условиях нестационарного нагружения [14] с помощью кинетических уравнений силового типа (4) и (23). Получены коэффициенты кривой длительной прочности $\sigma_p = A - Blg\tau$ для стали 15Х1М1Ф в условиях одноосного растяжения при температуре 565°С, а именно А=616,3 МПа и В=75,7 МПа. Результаты расчета меры повреждений представлены в табл.12.

Таблица 12

Мера повреждений на момент разрушения стали 15Х1М1Ф по уравнениям (4) и (23)

Режим по табл.11	Мера повреждений	
	$П_Б$	П
1	1,34	1,01
2	1,43	1,02
3	0,53	0,85
4	0,91	0,98
$П_{ср}$	1,05	0,96
+ΔП	0,38	0,06
-ΔП	0,52	0,11

Имеется возможность сопоставить результаты работы [14] по оценке поврежденности стали 15Х1М1Ф физическими методами (оптический и растровой электронной микроскопии) с результатами расчета меры повреждений на основе феноменологических моделей длительного разрушения. Число пор в единице объема металла, средний размер пор и объемная доля пор при стационарном статическом (режим 5) и нестационарных малоцикловых (2) и (4) нагружениях близки, что соответствует значениям П. Механизм разрушения, связанный с зарождением и ростом пор по границам зерен, вносит существенный вклад в разрушение этой стали при испытании по режиму (3). Эта особенность разрушения отмечается кинетическими уравнениями. Уравнение (23) в этом случае более точно оценивает момент разрушения.

Для проверки эффективности предложенных кинетических уравнений (27) – (29) повреждений, использовались результаты испытаний в растворе $MgCl_2$ сталей 12Х18Н12М3ТЛ (1) и 0,5Х18АН6М2ФЛ (2) до разрушения при двухступенчатом нагружении в условиях линейного напряженного состояния при температуре 154°С. Результаты расчетов меры повреждений сталей представлены в табл.13 и 14.

Таблица 13

Результаты расчета меры повреждений в момент разрушения сталей 12Х18Н12М3ТЛ (1) и 0,5Х18АН6М2ФЛ (2) при двухступенчатом нагружении в среде 42% раствора хлористого магния при 154°С в условиях линейного напряженного состояния

Материал	Режим нагружения					Расчетная мера повреждений в момент разрушения по уравнениям					
	№	$\sigma_{(1)}$, МПа	$\tau_{(1)}$, мин	$\sigma_{(2)}$, МПа	$\tau_{(2)}$, мин	2-4	12	23	27	28	29
1	1	210	180	90	240	1,26	1,07	0,92	1,03	0,99	1,00
	2	210	180	90	120	1,19	1,07	0,91	1,03	0,99	1,00
2	1	210	240	90	240	1,55	1,10	0,90	1,00	0,96	1,00
	2	210	180	90	420	1,22	1,04	0,9	1,00	0,96	1,00
	3	90	1800	210	360	2,66	1,29	1,09	1,21	1,05	1,04
Среднее значение меры $П_{ср}$						1,58	1,11	0,94	1,05	0,99	1,01
Отклонение от среднего $+\Delta П$						1,08	0,18	0,15	0,16	0,06	0,03
Отклонение от среднего $-\Delta П$						0,39	0,07	0,04	0,06	0,03	0,01

Таблица 14

Результаты расчета меры повреждений в момент разрушения сталей 12Х18Н12М3ТЛ (1) и 0,5Х18АН6М2ФЛ (2) при двухступенчатом нагружении в условиях линейного напряженного состояния и действия среды

Мат-л	Режим нагружения					Расчетная мера повреждений в момент разрушения по уравнениям				
	№	$\sigma_{(1)}$, МПа	$\tau_{(1)}$, мин	$\sigma_{(2)}$, МПа	$\tau_{(2)}$, мин	2-4	23	27	28	29
1	1	210	180	90	2880	2,05	1,02	0,98	1,05	1,05
	2	210	180	90	1080	1,26	0,96	0,91	1,00	1,00
	3	210	180	90	900	1,18	0,94	0,91	1,00	0,99
	4	90	1980	210	40	1,04	1,13	1,10	1,07	1,04
	5	90	1140	210	78	0,84	1,10	1,09	1,05	1,02

Мат-л	Режим нагружения					Расчетная мера повреждений в момент разрушения по уравнениям				
	№	$\sigma_{(1)}$, МПа	$\tau_{(1)}$, мин	$\sigma_{(2)}$, МПа	$\tau_{(2)}$, мин	2-4	23	27	28	29
	6	90	1140	210	90	0,90	1,10	1,09	1,06	1,02
Среднее значение меры $П_{ср}$						1,21	1,04	1,01	1,04	1,03
Отклонение от среднего +ΔП						0,84	0,09	0,09	0,03	0,02
Отклонение от среднего -ΔП						0,37	0,10	0,10	0,04	0,04
2	1	210	240	90	180	0,68	0,86	1,00	0,94	0,99
	2	210	180	90	1110	0,74	0,92	1,01	0,97	1,03
	3	90	1800	210	390	1,46	1,11	1,20	1,02	1,02
	4	90	1800	210	1080	3,28	1,14	1,24	1,06	1,06
Среднее значение меры $П_{ср}$						1,54	1,01	1,11	1,00	1,02
Отклонение от среднего +ΔП						1,74	0,13	0,13	0,06	0,04
Отклонение от среднего -ΔП						0,86	0,15	0,11	0,06	0,03

Далее сопоставляются результаты расчета меры повреждений на момент разрушения сплава ОХ13 при нестационарных режимах нагружения [11] (одновременное длительное воздействие объемного напряженного состояния в элементе материала тонкостенного образца, коррозионной среды 0,3% раствора *NaCl* и температуры 350°С). В результате опытов на стационарное статическое нагружение получено [11] уравнение длительной прочности $\tau_p = exp(A - B\sigma_э)$, где $\sigma_э$ – эквивалентное напряжение по теории наибольших касательных напряжений (в МПа), τ- время (в секундах). Для расчета меры повреждений на момент разрушения сплава ОХ13 использовалось уравнение линейного суммирования повреждений (3), причем ступенчатый режим нагружения заменялся гладким режимом нагружения с возрастающим значением эквивалентного нагружения ($\sigma_э = \sigma_э^0 + k\tau$).

В [10] была предпринята обработка этих экспериментальных данных. Получено уравнение кривой длительной прочности в координатах $lg\sigma_э = A_1 - B_1\tau$. Для расчетов использовались уравнения (4) и (30), (31). Расчетные значения меры поврежденностей сплава ОХ13 на момент разрушения при нестационарных режимах нагружения [11] при температуре 350°С в объемном напряженном состоянии приведены в табл. 15.

Использование в качестве параметра уравнения повреждений уравнение кривой длительной прочности в виде $lg\sigma_э = A_1 - B_1\tau$ приводит практически нестационарные режимы к квазистатическим режимам нагружения, что и обеспечивает хороший результат в расчете меры поврежденности, но существенно ограничивает применение кинетических уравнений с этим функциональным параметром.

Расчетные значения меры повреждений П по уравнениям (13) и (32) для режимов нагружения с меньшей скоростью догрузки (время пребывания сплава под нагрузкой в среде 0,3% раствора *NaCl* при 350°С до разрушения в четыре раза больше, чем в других рассматриваемых режимах) меньше единицы. Этот факт можно объяснить тем, что имеет место накопление дополнительных рассеянных по поверхности образцов повреждений коррозионного воздействия, что косвенно отмечалось в [10,11,15]. В [15] уравнение длительной прочности сплава ОХ13 получено в виде $\tau_p = \beta l^{-\alpha\sigma}$, а поврежденность при ступенчатом нагружении определялась по уравнениям (11) и (13).

Обработкой результатов опытов работы [11] получено уравнение кривой длительной прочности сплава ОХ13 50% вероятность разрушения $\sigma_э = 1365,67 - 171,84lg\tau$ (в диапазоне напряжений от 162 МПа до 400 МПа).

Таблица 15

Результаты расчета повреждений сплавов ОХ13, О1Х13 при температуре 350°С в объемном напряженном состоянии в условиях нестационарного нагружения

Режим нагружения с догружением	№ режима	Число ступеней	Расчетная поврежденность в момент фактического разрушения по кинетическим уравнениям								
			3 [11]	4 [10]	30 [10]	31 [10]	11 [15]	13 [15]	3	20	32
1 МПа в сутки	1	25	1,45	0,89	1,01	1,05	0,77	1,01	1,40	1,24	1,00
	2	26		1,04	1,01	1,06	0,85	1,03	1,57	1,28	1,04
	3	27		1,15	1,01	1,08	0,93	1,05	1,77	1,32	1,09
1МПа в неделю	1	12	2,02	0,82	1,00	0,91	0,69	0,78	1,34	1,23	0,54
	2	18		0,98	1,01	1,11	1,49	1,03	3,46	1,73	0,96
	3	14		0,93	1,01	1,00	1,00	0,87	2,30	1,48	0,76
Среднее значение			1,74	0,97	1,01	1,03	0,95	0,96	1,97	1,38	0,90
Отклонение			-	0,18	0,00	0,08	0,54	0,09	1,49	0,35	0,19
Отклонение			-	0,15	0,01	0,12	0,26	0,18	0,63	0,14	0,36

В [16,17] приводятся оригинальные экспериментальные данные по усталостной прочности меди при плоском напряженном состоянии. С целью проверки применимости скалярной меры повреждений к оценке циклической долговечности меди в условиях двухлучевых взаимно ортогональных путей мягкого нагружения были поставлены эксперименты на тонкостенных трубчатых образцов отожженной меди [17]. Образцы получали в первой серии опытов пластическую вытяжку в осевом или тангенциальном направлении, а затем подвергались циклическому растяжению (частота 10 Гц, коэффициент асимметрии цикла 0,25, база испытаний 10^7 циклов) в направлении вытяжки до разрушения. Во второй серии опыты проводились в три этапа: сначала образец получал пластическую вытяжку, затем он подвергался циклическому растяжению в направлении вытяжки, а на заключительном этапе направление циклического растяжения изменяли на ортогональное. Опыт продолжался до разрушения.

По результатам опытов на статическое растяжение в осевом и тангенциальном направлении получена единая кривая деформирования в координатах истинных напряжений $\bar{\sigma}$ и деформаций $\bar{\varepsilon}$.

Из опытов на циклическую долговечность при растяжении в этих же направлениях (после пластической вытяжки) получено уравнение кривой усталости $\sigma = C - D\,lg\,N = 384,13 - 38,3\,lgN$ (C и D в МПа), отвечающее 50% вероятности разрушения. Доказана [16,17] высокая степень изотропии пластических и прочностных свойств меди.

Установлен [17] экспериментальный факт повышения циклической долговечности после предварительного циклического нагружения в ортогональном направлении (реализовывались два варианта перехода $\sigma_x \to \sigma_\varphi$ и $\sigma_\varphi \to \sigma_x$. Длительность предварительного нагружения N_1 имела величину, равную 0,1; 0,3; 0,5 и 0,7 от базовой долговечности $N_П$ по корреляционному уравнению кривой усталости. Напряжения $\overline{\sigma_x}$ и $\overline{\sigma_y}$ предварительной пластической вытяжки были на 10-20% выше, чем σ_x^{max} и σ_φ^{max} циклического нагружения ($\overline{\sigma}_x$ и $\overline{\sigma}_\varphi$ определялись по единой кривой деформирования).

Полученный экспериментальный материал позволил авторам [17] сделать вывод об ориентационном характере поврежденности. Механизм повышения сопротивления усталости при периодическом изменении вида напряженного состояния связывается [18] с особыми условиями накопления рассеянных дефектов. Указывается на возможность использования аналогичных предварительных режимов нагружения деталей и элементов конструкций в качестве тренировочных с целью существенного повышения сопротивления материала усталости.

Делается попытка описать процесс накопления повреждений в меди при помощи кинетических уравнений. Применяем тензор повреждений с главными компонентами (аналог уравнения (9)).

$$\Pi_x = \int_0^N \sigma_x^{max}(n) K(N-n)\mathrm{d}n, \tag{33}$$

$$\Pi_\varphi = \int_0^N \sigma_\varphi^{max}(n) K(N-n)\mathrm{d}n, \tag{34}$$

где ядро $K(N-n)$ определяется по усталостной кривой, отвечающей 50% вероятности разрушения

$$K(N-n) = \frac{D\,lg\,e}{(N-n)[C - D\,lg(N-n)]^2}. \tag{35}$$

При необходимости компоненты (33), (34) и ядро (35) могут быть выражены в функциях времени (22).

Интенсивность меры поврежденности определяется выражением

$$\Pi_i = \frac{\sqrt{2}}{2}\sqrt{(\Pi_x - \Pi_\varphi)^2 + \Pi_x^2 + \Pi_\varphi^2}. \tag{36}$$

Разрушение должно наступать при достижении Π_x = 1 или Π_φ= 1, а также $\Pi_i = \sqrt{\Pi_x^2 - \Pi_x\Pi_\varphi + \Pi_\varphi^2} = 1$. Расчет значений Π_x, Π_φ и Π_i на момент фактического разрушения образцов меди при нестационарных режимах нагружения дает результаты больше, чем единица. Это указывает на то, что имеет место большая долговечность материала, чем предсказывает расчет по (33) – (36). Используя уравнение кривой усталости меди малой (~3%) и большой (~97%) вероятности разрушения в ядре (35), определена величина дисперсии $\Delta\Pi_i$ значений меры поврежденности Π_i, равную $\pm$0,082. Разрушение возможно при значениях $\Pi_i = 1 \pm 0{,}082$.

В табл. 16 приведены результаты расчета меры Π_i повреждений меди (средние значения) в зависимости от количества циклов предварительного нагружения N_1.

Таблица16

Средние значения меры повреждений Π_i на момент фактического разрушения меди в зависимости от длительности предварительного циклического нагружения

N_1	0	$0.1N_П$	$0.3N_П$	$0.5N_П$	$0.7N_П$
Кол. циклов	4	4	4	12	6
$\Pi_{i\,ср}$	1,112	1,156	1,207	1,470	1,195

По результатам расчета видно то, что предварительная пластическая вытяжка (при N_1 = 0 имеем $П_{i\ ср}$ =1,112) и предварительное циклическое нагружение оказывают влияние на процесс накопления повреждений материала на последней (основной) стадии нагружения.
Предлагается использовать для расчета меры повреждений меди комбинированное уравнение

$$П = П_\varepsilon - D(\alpha)П_\varepsilon П_i + П_i, \quad (37)$$

где $П_i$ – мера повреждений, определяемая по (33)-(36), $П_\varepsilon$ – поврежденность, рассчитываемая по уравнению деформационного типа

$$П_\varepsilon = \frac{\bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon}_р}. \quad (38)$$

Экспериментальный параметр $D(\alpha)$ учитывает взаимовлияние процессов накопления повреждений при пластической вытяжке и при последующем нагружении и зависит от вида напряженного состояния, при котором происходят деформационные процессы. В данном случае аргументом является угол между главными осями тензора напряжений при нестационарном нагружении [19].
В уравнении повреждений деформационного типа (38) под $\bar{\varepsilon}$ понимается истинная деформация пластической вытяжки, под $\bar{\varepsilon}_p$ – предельная истинная деформация материала. Уравнение (38) может быть обобщено в виде

$$П_\varepsilon = \frac{e_i}{e_{ip}}. \quad (39)$$

В формуле (39) используются интенсивности истинных напряжений. В данном случае $e_{ip} = \bar{\varepsilon}_р = 0{,}4$. Параметр $D(\alpha)$ при $\alpha = \pm\frac{\pi}{2}$ определен равным 1,1. Расчет (N_1 = 0) по комбинированному уравнению (37) дает результат $П_{ср}$=1,012.

Выводы и обсуждение. Обобщая вышеизложенное, сформулируем следующие выводы. В ходе исследования сопоставлены результаты расчета меры повреждений на момент разрушения ряда материалов в условиях сложного напряженного состояния при нестационарных режимах нагружения с использованием кинетических уравнений нелинейного, линейного, квазилинейного и наследственного типов, в том числе с применением комбинированных уравнений.
Преимущества в расчетах имеют нелинейные (10)–(12) и наследственные (20), (23) уравнения суммирования повреждений. Для режимов нагружения (табл.3–8) расчеты по (10)–(12) и (20), (23) меры повреждений на момент разрушения отличаются незначительно, что подтверждает применимость кинетических уравнений наследственного типа. В других случаях (табл. 1, 2, 12) уравнения наследственного типа (20) и (23) имеют преимущества.
Расчет (табл. 7 и 9) по комбинированным уравнениям (14) и (16) не дает преимуществ перед расчетом по уравнениям наследственного типа (19) и (20). По данным табл. 7 уравнение (20) дает лучший результат по сравнению с расчетом по уравнению (14).
Комбинированные уравнения (26), (28), (29), (32) и (33) повреждений, имеющие в своей структуре слагаемое наследственного типа, адекватно оценивают момент разрушения материалов при сложных режимах нагружений (табл. 10, 13-15).
В представленную работу положена квалификация кинетических уравнений по их соответствию модели разрушения – деформационной, силовой, или энергетической. Рассматриваются виды уравнений, которые удобны для их практического применения в инженерных расчетах на длительную прочность. Их эффективность оценивается с точки

зрения удобства определения экспериментальных параметров и правильности прогнозирования долговечностей при сложных и нестационарных режимах нагружения образцов или элементов конструкций. В целом ряде случаев приходится использовать комбинированные уравнения повреждений, построенные на одной и той же (силовой) модели длительного разрушения или на разных моделях, например деформационной и силовой. Расчеты меры повреждений в сталях и сплавах при нестационарных режимах длительного разрушения позволили выделить в данной работе наиболее приемлемые для практического применения кинетические уравнения. Следует также отметить, что кинетические уравнения наследственного типа успешно использовались в расчетах меры повреждений полимерных и композиционных материалов.

Список литературы

1. Павлов П.А. Основы инженерных расчетов элементов машин на усталость и длительную прочность. - Л.: Машиностроение, 1988. - 252 с.
2. Огородов Л.И., Белов А.С. Экспериментальная проверка эффективности кинетических уравнений силового типа при описании длительного разрушения жаропрочного сплава в агрессивной среде в условиях нестационарного нагружения // Проблемы прочности. - 1995. - №3. - С. 19-27.
3. Курилович Н.Н., Огородов Л.И., Сараев Ю.В. Поврежденность сплава 800Н при нестационарном длительном нагружении // Весці Нацыянальной Акадэміі навук Беларусі. – 2001. - №2. – С. 5-9.
4. Курилович Н.Н., Огородов Л.И., Павлов П.А. Оценка накопления повреждений в сталях с помощью силовых уравнений наследственного типа // Весці Акадэміі Навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. - 1992. - №4. - С.34-39.
5. Огородов Л.И. Экспериментальная проверка применимости уравнений повреждений наследственного типа для оценки момента разрушения сталей и сплавов в условиях высокотемпературной ползучести при нестационарных режимах нагружения // Проблемы машиностроения и надежность машин. – 1996. - №4. - С. 98-107.
6. Огородов Л.И., Куранаков С.Я. Экспериментальная проверка применимости кинетического уравнения повреждений наследственного типа для расчета момента разрушения жаропрочного сплава в условиях ползучести // Вестник машиностроения. - 1995. - №10. - С. 26-28.
7. Куранаков С.Я., Огородов Л.И. Описание процесса разрушения жаропрочного сплава при малоцикловом нагружении и ползучести // Известия Томского политехнического университета. - 2005. - Т. 30, № 3. - С. 129-131.
8. Куранаков С.Я., Огородов Л.И. Расчетно-экспериментальная оценка долговечности жаропрочного сплава в условиях малоцикловой усталости и ползучести // Ползуновский вестник. - 2006. - № 4. - С. 269-274.
9. Buchmann E., Ennis P.Y., Schuster H., Nickel H. // Ber. Kernforschungsanlaga Yulich/ 1989. №2298. S.1-156.
10. Фан Ки Фунг. Коррозионно-механические повреждения и прочность стальных конструкционных элементов в агрессивных средах: автореф. дис. канд. техн. наук. - Л., 1985. - 20 с.
11. Исследование длительной коррозионной прочности сплава ОХ13 при объемном напряженном состоянии / И.Н. Изотов, Ю.Э. Хангу, Ю.Я. Логинов и др. // Прочность материалов и конструкций. Ползучесть и длительная прочность: сб. науч. тр. - Л.: ЛПИ, 1983. - С.31-34.

12. Бронз В.Х. Высокотемпературная ползучесть и длительное разрушение конструкционного сплава при сложном термомеханическом нагружении: автореф. дис. … канд. техн. наук. - Л., 1982. -18 с.
13. Новиков А.П. Высокотемпературная ползучесть и длительное разрушение жаропрочного сплава с учетом мгновенно пластического деформирования при сложных нестационарных режимах нагружения: автореф. дис.…канд. техн. наук. - Л., 1983. -18 с.
14. Смотрицкая Е.Г. Механизмы разрушения стали 15Х1М1Ф при ползучести в условиях циклического нагружения. - М., 1987. - 11с. – Деп. в Информэнерго 23.03.87., №2491 эн.
15. Борисевич В.В. Кинетика повреждений и оценка длительной прочности конструкционных сталей в жидких агрессивных средах: автореф. дис. канд. техн. наук. - Алма-Ата., 1987. - 20 с.
16. Логинов Ю.А., Шерстнев В.А. Усталостная прочность меди при плоском напряженном состоянии // Прочность материалов и конструкций. Ползучесть и длительная прочность: сб. науч. тр. №393. - Л.: ЛПИ, 1983. - С.20-23.
17. Логинов Ю.А., Шерстнев В.А. Об одной особенности сопротивления меди циклическому нагружению.- Л., 1986. - 19 с. – Деп. в ВИНИТИ №2242 – В 86.
18. Шерстнев В.А. Вихревое нагружение как возможный способ повышения циклической долговечности конструкционных материалов // Сб. докл. I-й Международной конф.: Научно-техн. проблемы прогнозирования надежности и долговечности. - СПб.: СПбГТУ, 1995. - С 252.
19. Огородов Л.И., Алексейцев А.И. Оценка поврежденности жаропрочного сплава в условиях высокотемпературной ползучести при нестационарных режимах нагружения с кратковременными перегрузками // Проблемы механики современных машин: материалы VII Междунар. науч. конф. Ч.1. - Улан-Удэ: Изд. ВСГУТУ, 2018. - С. 286-289.

Дата поступления: 25 февраля 2024 г.

DOI: 10.18411/vntr2024-172-3
УДК 534.1

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВНУТРЕННЕГО ТРЕНИЯ НА ТРАЕКТОРИЮ ДВИЖЕНИЯ «ТОЧКИ» НА ЛЕНТЕ ПРИ ВОЗБУЖДЕНИИ ГАРМОНИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ (СТЕНД «АЛЛИГАТОР 2М»)

© Николай Алексеевич Серков[1], Олег Викторович Пась[2]
[1]Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия
Serkov1943@mail.ru
[2]АО «НПО «Техномаш» им. С.А. Афанасьева», Москва, Россия

Аннотация. *Рассмотрен вопрос влияния внутреннего трения (упругого зазора) на траекторию движения рабочих органов технологических машин с системами ЧПУ и систем числового программно-копировального управления (ЧПКУ). По результатам проведенных экспериментальных исследований показана общность в искажении (наличие «полки») воспроизведения заданной траектории (синусоиды) движения «точки» на упругой ленте, «точки» на шарике, жестко закрепленном на упругой ленте, и «точки» на упругой полосе (линейке). Представлены результаты моделирования влияния внутреннего трения в материале ленты на траекторию движения «точки» (пятна) на упругой ленте. Для решения этой задачи использовались известные реологические модели материала и законы изменения сил внутреннего трения в процессе циклического деформирования. Моделирование проведено в среде MATLAB.*

Ключевые слова: *точность воспроизведения траектории, алгоритм коррекции, системы ЧПУ, петля гистерезиса, реологическая модель, геометрический зазор, упругий зазор, кинематический зазор.*

Работа выполнена в ИМАШ РАН в рамках бюджетного финансирования по теме: «Получение концептуальных и теоретических основ активных пространственных модульных структур с адаптивной кинематикой для создания роботизированных комплексов». 2022 – 2026 гг.

STUDY OF THE INFLUENCE OF INTERNAL FRICTION ON THE TRAJECTORY OF A "POINT" ON THE BELT DURING EXCITATION OF HARMONIC OSCILLATIONS (STAND “ALLIGATOR 2M”)

© N.A. Serkov[1], O.V. Pas[2]
[1]Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia
Serkov1943@mail.ru
[2]FSUE "NPO "Technomash", Moscow, Russia

Abstract. *The question of the influence of internal friction (elastic gap) on the trajectory of motion of working bodies of technological machines with CNC systems and numerical program-copying control systems (NPCS) is considered. According to the results of the conducted experimental*

researches the commonality in distortion (presence of a "shelf") of reproduction of a given trajectory (sinusoid) of motion of a "point" on an elastic tape, a "point" on a ball rigidly fixed on an elastic tape, and a "point" on an elastic strip (ruler) is shown. The results of modeling the influence of internal friction in the tape material on the trajectory of a "point" (spot) on the elastic tape are presented. To solve this problem, we used to know rheological models of material and laws of change of internal friction forces in the process of cyclic deformation. Modeling was carried out in MATLAB environment.
Keywords: *trajectory reproduction accuracy, correction algorithm, CNC systems, hysteresis loop, rheological model, geometric gap, elastic gap, kinematic gap.*

Acknowledgements. *The work was carried out at IMASH RAS within the framework of budget financing on the topic: "Obtaining conceptual and theoretical foundations of active spatial modular structures with adaptive kinematics for the creation of robotic complexes". 2022 – 2026.*

Введение. Развитие машиностроения тесно связано с необходимостью повышения быстродействия и точности выполняемых операций технологическим оборудованием, в частности оснащенном системами ЧПУ.

Среди многочисленных факторов, влияющих на несущую систему многокоординатной машины с ЧПУ и «искажающих» заданную траекторию движения рабочих органов, следует выделить динамические, проявляющиеся в процессе движения как на уровне узлов и деталей, так и на уровне конструкционных материалов. Среди этих факторов, в первую очередь, следует выделить геометрические и «упругие» зазоры.

Вредное влияние зазоров на точность воспроизведения пространственной траектории пытаются уменьшить путем усовершенствования конструкции и методами цифровой коррекции через систему ЧПУ.

Удачными «конструктивными» методами являются:

1. Переход от конструкций с зазорами к конструкциям с натягом (направляющие качения, шарико-винтовые передачи).
2. Упрощение приводов подачи путем перехода к (direct drive).
3. Замена подвижных соединений с трением скольжения на подвижные соединения с трением качения.
4. «Охват» обратной связью в следящих приводах элементов с зазорами несущей системы машины и др.

Однако конструктивными методами, хотя и удаётся существенно уменьшить вредное влияние зазоров, сил трения и гистерезиса в деформируемых элементах несущей системы на точность воспроизведения заданной траектории, но полностью устранить не удаётся. Кроме того, не всегда удается охватить элементы конструкции с зазорами обратными связями. Это вредное влияние указанных факторов особенно начинает сказываться в работе прецизионного оборудования с требованиями к точности воспроизведения траектории порядка 0,1 – 10 мкм [1-11]. В этих работах рассматривается влияние гистерезиса в пьезоактюаторе на точность отработки заданной траектории рабочего органа многокоординатного прецизионного технологического оборудования. В качестве примера, на рис. 1 показан вид гистерезиса при работе пьезоактюатора [1].

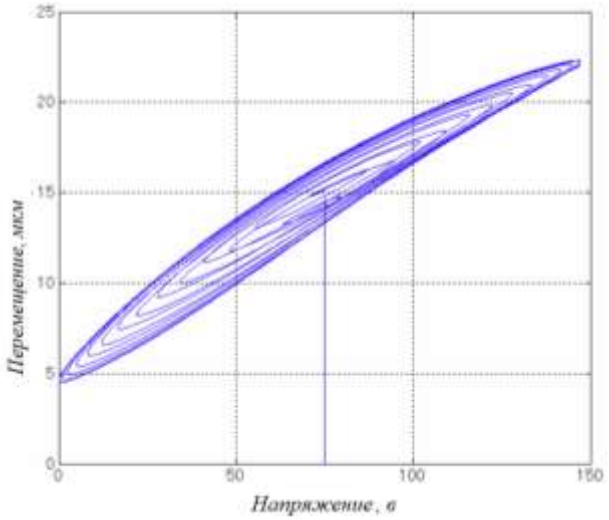


Рис. 1. Перемещение выходного звена пьезоактюатора в функции приложенного напряжения.

В данной статье представлено устройство точного позиционирования с пьезоэлектрическим приводом, интегрированным в опорно-несущий узел ШВП. Благодаря этому вся система может выполнять позиционирование стола на длине рабочего хода с высоким разрешением пьезоэлектрического привода. Применяя систему коррекции по результатам калибровки станка, можно существенно увеличить его точность позиционирования.

В связи с этим становится актуальным вопрос исследования природы возникновения (наличия) «упругого» зазора в несущих системах машин и, в частности, в упругих элементах деталей, изготавливаемых из конструкционных материалов.

Настоящая работа посвящена результатам исследования влияния внутреннего трения на траекторию движения точки (светового пятна ∅ 0,1 мм) на ленте, закрепленной с двух концов (стенд «Аллигатор 2М» [12]) при гармоническом возбуждении.

Искажение траектории движения точки (светового пятна ∅ 0,1 мм) на ленте, закрепленной с двух концов в каретках стенда. При исследовании колебаний упругой ленты из бериллиевой бронзы с напаянными шариками было замечено, что устойчиво наблюдается «срез» вершин синусоиды при многочисленных экспериментах. Например, на рис. 2 [12] представлено движение шарика № 5 в направлении оси Y при возбуждении ленты синусоидальным сигналом только с помощью правой каретки.

Аналогичное поведение шарика № 5 наблюдается и при возбуждении только левой каретки на частоте собственных колебаний в направлении оси Y.

Для выяснения причины возникновения такого явления были проведены дополнительные исследования:

1) измерены колебания якоря электровозбудителя мод. 11075 № 1 и № 2,
2) измерены свободные колебания кусочка той же самой ленты, которая использовалась на стенде,
3) измерены колебания стальной ленты (измерительная линейка – «метр», закрепленная с концов на каретках).

1. Колебания якоря электровозбудителя, отсоединенного от каретки с лентой. На рис. 3 показан общий вид измерений колебаний якоря вибровозбудителя № 2 лазерным датчиком ILD1320-10 при отсоединенной левой каретке.

При возбуждении синусоидальным сигналом якорь электровозбудителя совершает колебания, временной сигнал которых представлен на рис. 4. Здесь явно просматривается наличие среза (симметричного) вершины синусоиды.

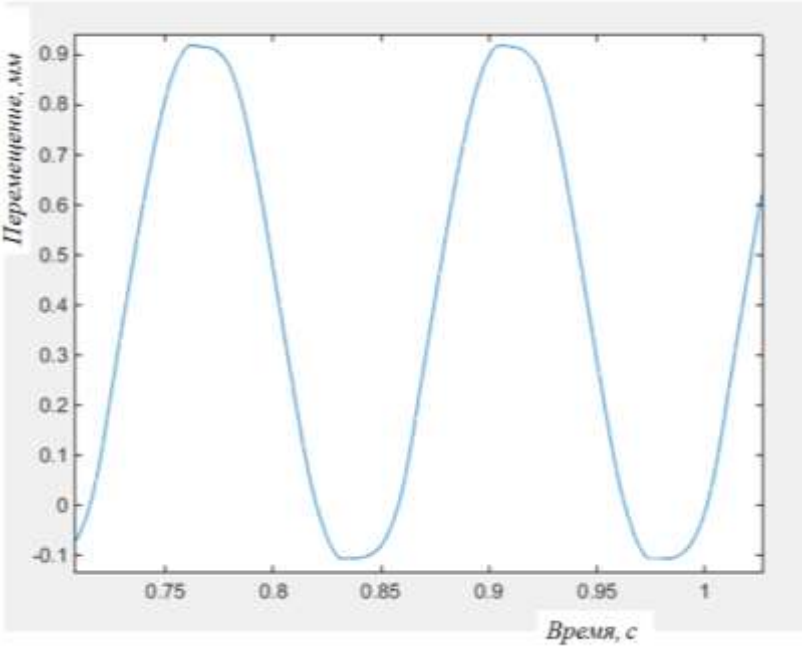


Рис. 2. Характерное поведение шарика № 5 при возбуждении правой каретки на частоте собственных колебаний в направлении оси Y.



Рис. 3. Общий вид измерений колебаний якоря электровозбудителя.

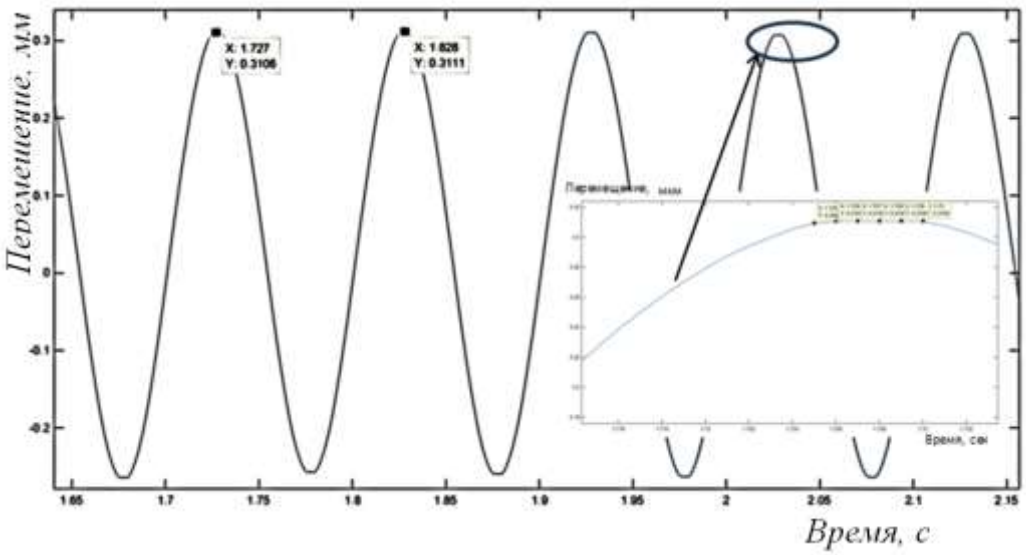


Рис. 4. Временной сигнал перемещения якоря вибровозбудителя при синусоидальном сигнале с генератора $f_в$= 10 Гц

2. Свободные колебания «кусочка» ленты, консольно зажатого, с одной стороны, в тисках.
Аналогичная картина «среза вершины синусоиды» наблюдается при свободных колебаниях кусочка бериллиевой ленты, закрепленной с одного конца в слесарных тисках (рис. 5)

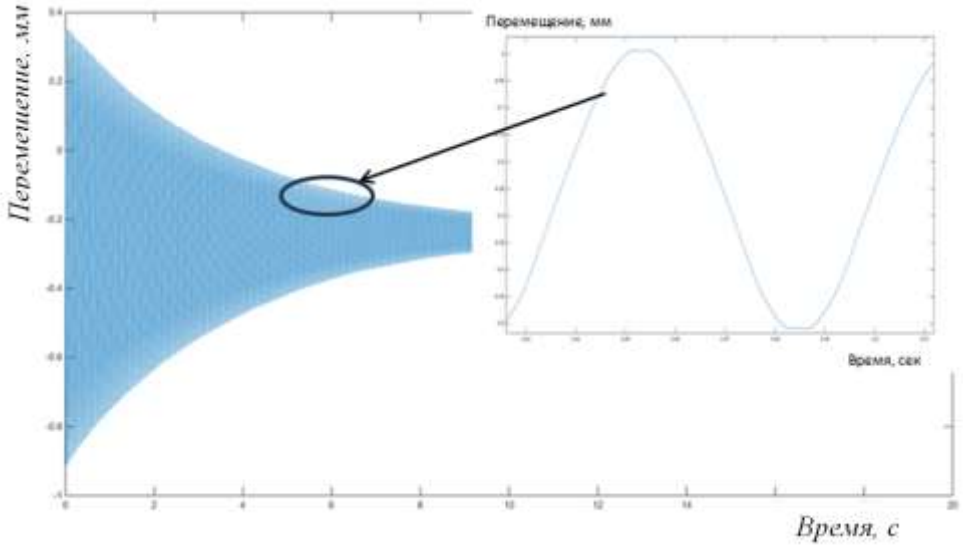


Рис. 5. Свободные колебания «точки» на кусочке бериллиевой ленты, закрепленной с одного конца

3. Колебания стальной ленты, в качестве которой использована «измерительная линейка» – «метр», закрепленная с концов на каретках. На рис .6 представлен общий вид стенда «Аллигатор 2М» с линейкой, закрепленной с двух концов в каретках.



Рис. 6. Общий вид стенда «Аллигатор 2М» с линейкой, закрепленной с двух концов в каретках

На рис. 7 представлены свободные колебания «точки» на линейке, закрепленной с двух концов в крайних упорах № 1 и № 10.
Четко видна «полка» при реверсе.
Аналогичная картина наблюдается при возбуждении полосы с одного конца на частоте16,6 Гц, близкой к собственной. На рис. 8 представлены вынужденные колебания «точки» на линейке при гармоническом возбуждении одной из кареток на частоте, близкой к первой собственной (f = 16 Гц).

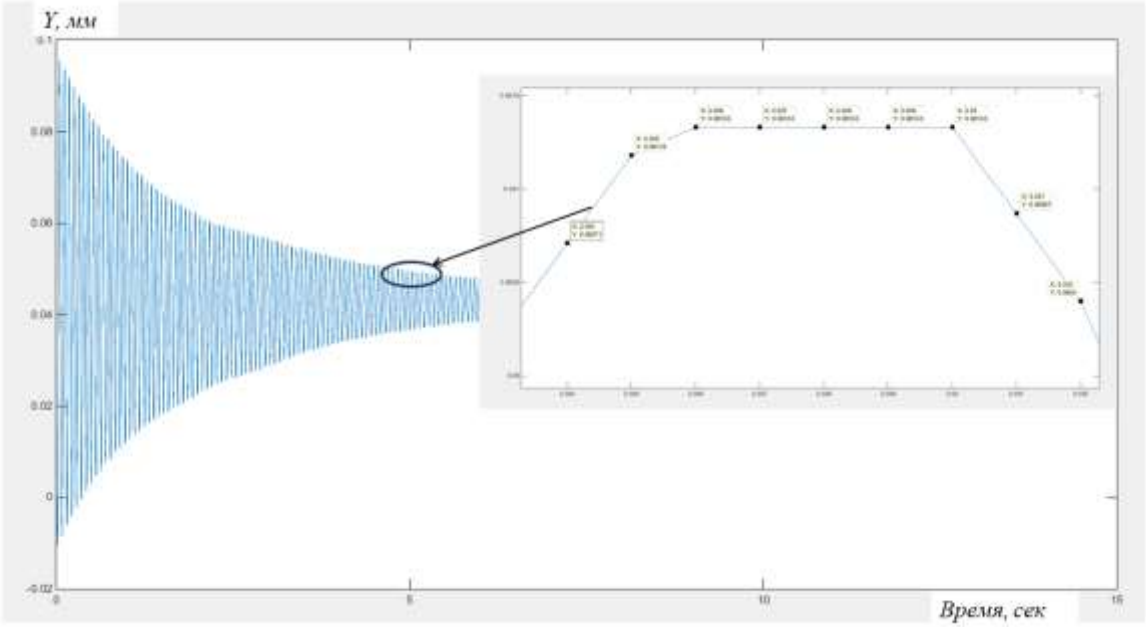


Рис. 7. Свободные колебания точки на ленте (линейке), закрепленной с двух концов в крайних упорах № 1 и № 10.

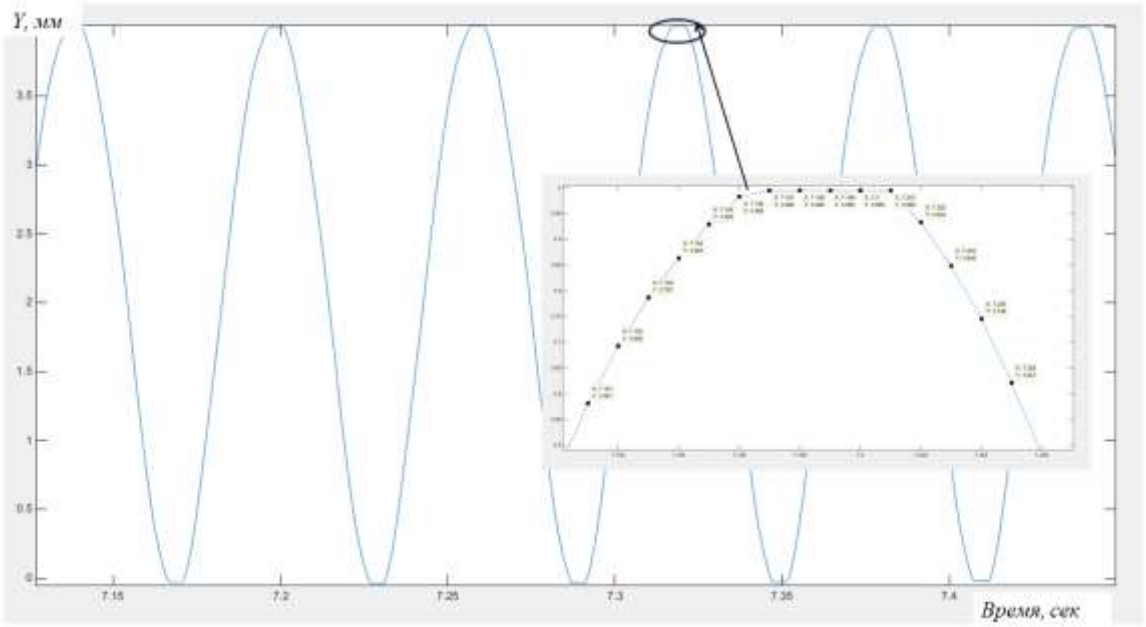


Рис. 8. Вынужденные колебания «точки» на линейке на частоте близкой к собственной f = 16 Гц.

На рис. 9 показан сигнал с генератора, который подается на электровозбудитель, и на котором отсутствует срез «вершины синусоиды».

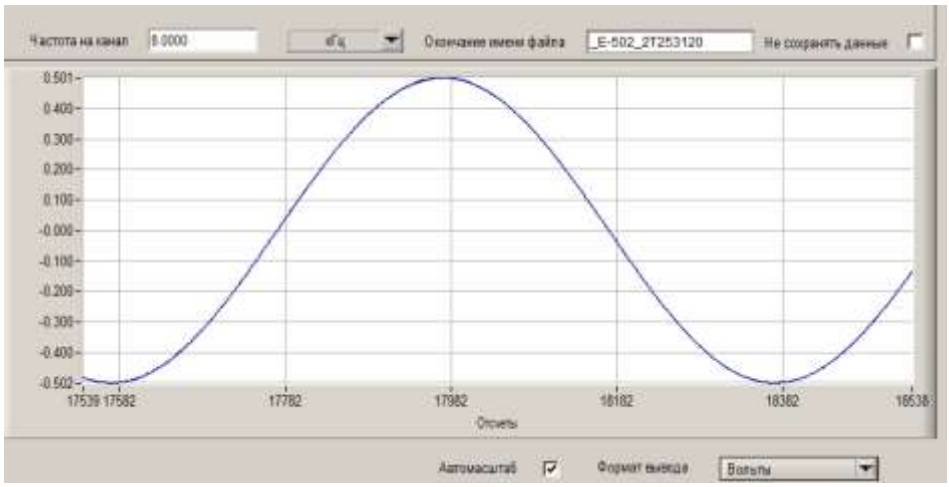


Рис. 9. Сигнал с генератора, подаваемый на электровозбудитель.

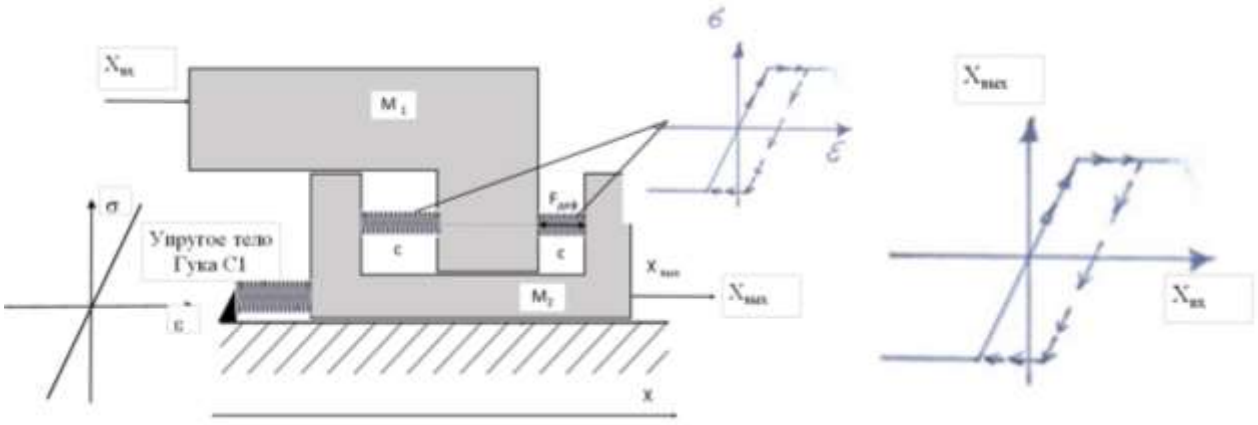
Вывод: по результатам проведенных экспериментов просматривается общность в искажении воспроизведения заданной траектории (синусоиды) движения «точки»: на упругой ленте, «точки» на шарике, жестко закрепленном на упругой ленте, и «точки» на упругой полосе (линейке).

Моделирование влияния внутреннего трения в материале ленты на траекторию движения «точки» (пятна) на упругой ленте. В работах [13-16] отмечается, что изучению колебаний упругого тела при наличии внутреннего трения посвящено множество работ. Подавляющее большинство из них направлено на изучение влияния внутреннего трения (сил внутреннего неупругого сопротивления в материале) на рассеивание энергии внутри самой колебательной системы. Однако, как мы видим, круг задач расширяется и требуется исследовать влияние внутреннего трения на траекторию движения упругого тела или его части [11]. Для решения такого вида задач можно использовать известные реологические модели материала [16] и законы изменения сил внутреннего трения в процессе циклического деформирования, которые в обобщенном виде представляются в форме гистерезисных петель [13].

На рис. 10, а) представлена модель квазистатического деформирования пружины с внутренним трением, описываемым гипотезой упругого гистерезиса с петлей, соответствующей режиму «насыщения» (диаграмма Прандтля, идеальное упругопластическое тело) рис. 10, б).

На рис. 11 представлены исходные данные, необходимые для проведения моделирования процесса квазистатического деформирования пружины с внутренним трением (режим насыщения). На вход системы подается синусоидальный входной сигнал $X_{вх} = sin\ (\omega t)$ и требуется определить выходной сигнал $X_{вых}$. Жесткости пружин равны между собой $C1=c$.

Следует отметить, что при режиме квазистатического деформирования силы инерции не учитываются (кинематическое представление).



а) б)

Рис. 10. Модель квазистатического деформирования пружины с внутренним трением, описываемым гипотезой упругого гистерезиса: а) – механическая модель С1=с, б) петля упругого гистерезиса

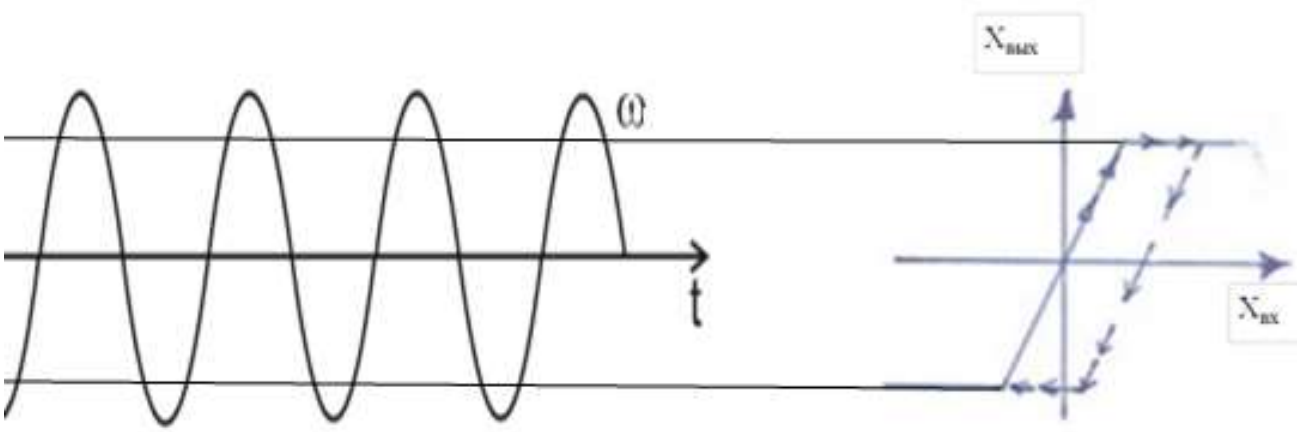
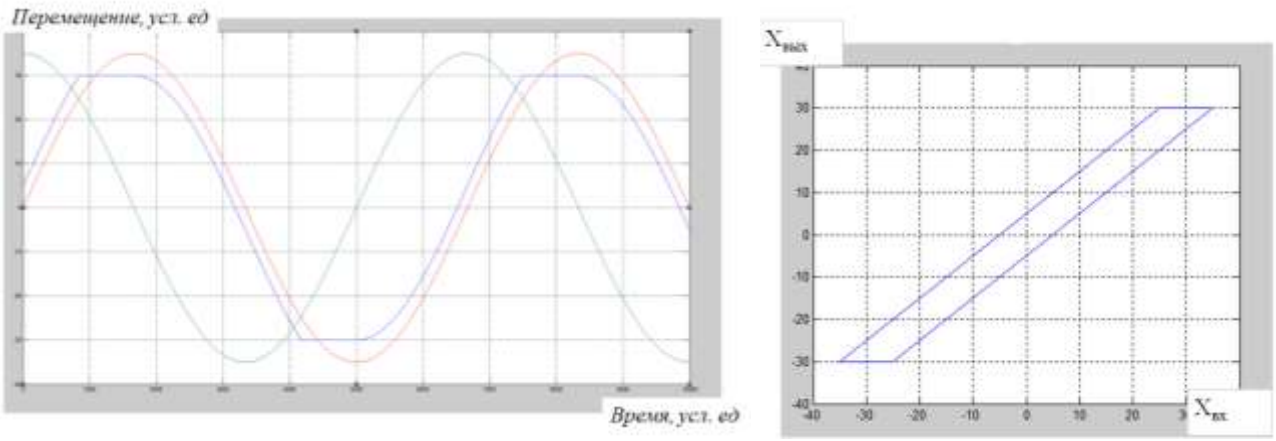


Рис. 11. Исходные данные, необходимые для проведения моделирования процесса квазистатического деформирования пружины с внутренним трением (режим насыщения).

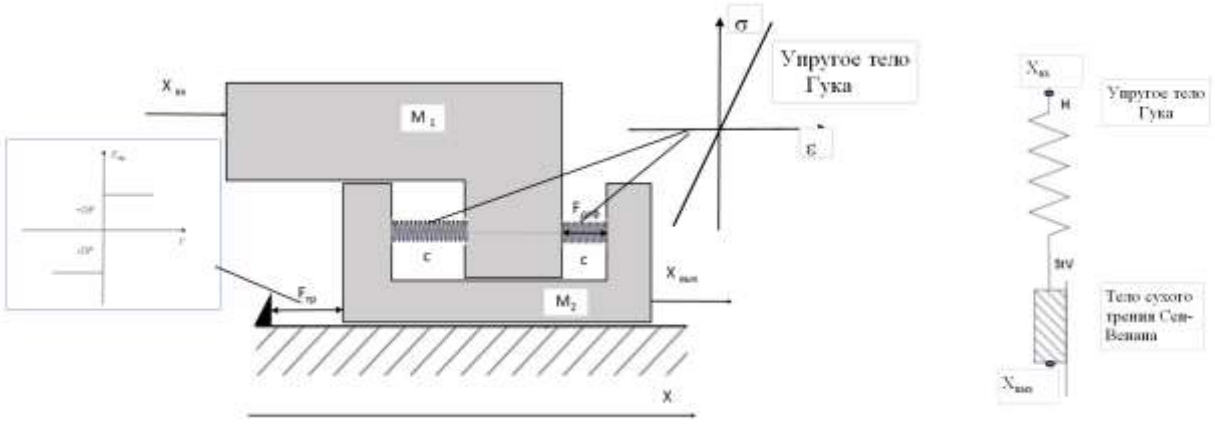
На рис. 12 представлены результаты моделирования (моделирование удобно проводить в среде матлаб).

Ниже для сравнения показаны результаты моделирования процесса квазистатического деформирования пружины для аналогичной механической системы с упругим зазором (рис. 13, а), соответствующей реологической модели (рис. 13, б).



а) *б)*

Рис. 12. Результаты моделирования: а) синяя кривая - $X_{вых}$; красная кривая – $X_{вх}$ (синусоида); зеленая кривая – сигнал скорости входного сигнала; б) петля гистерезиса

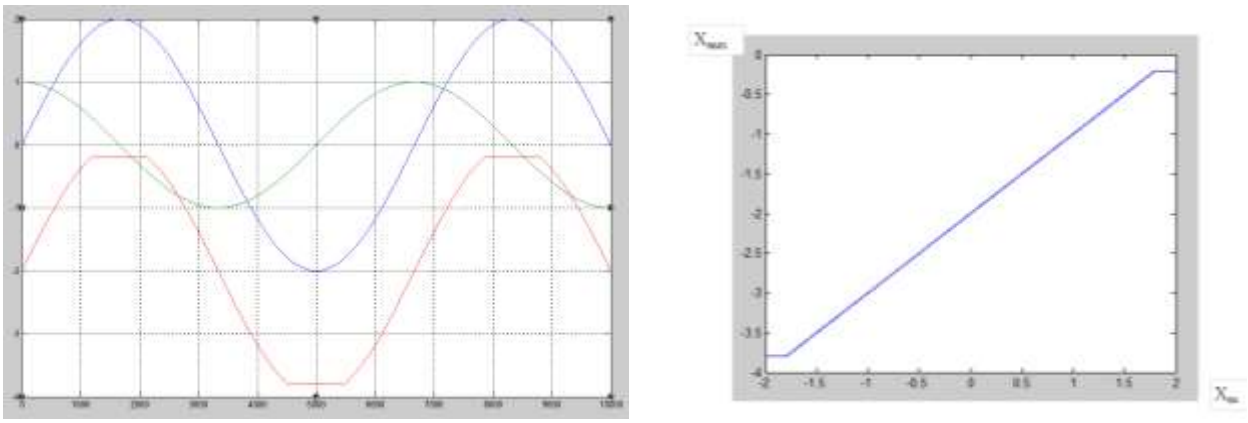


а) *б)*

Рис. 13. Модель квазистатического деформирования пружины (упругое тело Гука), последовательно соединенное с телом сухого трения: а) – механическая модель, б) реологическая модель

На рис. 14 представлены результаты моделирования механической системы с упругим зазором.

Представленные результаты моделирования поведения механической системы с упругим зазором существенно отличаются от поведения механической системы деформирования пружины с внутренним трением, описываемым гипотезой упругого гистерезиса с петлей, соответствующей режиму «насыщения» (диаграмма Прандтля) или от поведения механической системы с кинематическим (геометрическим) зазором [17]. Этот вывод важен для выработки алгоритма коррекции траектории движения в многокоординатном технологическом оборудовании с ЧПУ [18].



а) б)

Рис. 14. Результаты моделирования: а) синяя кривая - Хвх(синусоида); красная кривая – Хвых; зеленая кривая – сигнал скорости входного сигнала; б) «петля гистерезиса» - гистерезис отсутствует, наблюдается нелинейность

Выводы.

1. Проведенные экспериментальные исследования на стенде «Аллигатор 2М» позволили выявить общность в искажении воспроизведения заданной траектории (синусоиды) движения «точки» на упругой ленте, «точки» на шарике, жестко закрепленном на упругой ленте, и «точки» на упругой полосе (линейке).
2. Разработана методика моделирования влияния внутреннего трения в материале ленты на траекторию движения «точки» (пятна) на упругой ленте с использованием известных реологических моделей материала и законов изменения сил внутреннего трения в процессе циклического деформирования в среде MATLAB.
3. Результаты моделирования конкретных механических систем являются основой для выработки алгоритмов коррекции управления многокоординатным технологическим оборудованием с системами ЧПУ и ЧПКУ.
4. Кривая искажения воспроизведения заданной траектории (синусоиды) может служить индикатором для диагностики точности работы несущей системы многокоординатной машины с ЧПУ.

Список литературы

1. Matsubara A., Fujita T., Kono D., Tanaka N. & Watanabe Y. Nano-positioning Drive with Piezoelectric Actuator Integrated into Support Bearing Unit of Ball Screw / Proceedings of the 35th International MATADOR Conference. – P. 323–326.
2. Otsuka J., Ichikawa S., Masuda T. and Suzuki K. Development of a small ultraprecision positioning device with 5 nm resolution / Meas. Sci. Technol. - 16 (2005) 2186–2192.
3. Futami S., Furutani A. and Yoshida S. Nanometer position and its micro-dynamics // Nanotechnology. - 1 (1990). - 31-37.
4. Tiana Y., Zhanga D., Shirinzadehb B. Dynamic modelling of a flexure-based mechanism for ultra-precision grinding operation // Precision Engineering. - 35 (2011). - 554–565.

5. Gu G.-Y., Zhu L.-M., Su Ch.-Yi, Ding H., and Fatikow S. Modeling and Control of Piezo-Actuated Nanopositioning Stages: A Survey / IEEE TRANSACTIONS ON AUTOMATION SCIENCE AND ENGINEERING. - VOL. 13, NO. 1, JANUARY 2016. – P. 313-332.
6. Kim J.-D. and Nam S.-R. AN IMPROVEMENT OF POSITIONING ACCURACY BY USE OF PIEZOELECTRIC VOLTAGE IN PIEZOELECTRIC DRIVEN MICROPOSITIONING SYSTEM SIMULATION / Mech. Mach. Theory. – 1995. -Vol. 30, No. 6. - P. 819-827.
7. Zhanga D., Chetwyndb D.G., Liub X., Tiana Y. Investigation of a 3-DOF micro-positioning table for surface grinding // International Journal of Mechanical Sciences. - 48 (2006). - 1401–1408.
8. Lia Z., Satoa R., Shirasea K., Iharab Y., Milutinovicc Dragan S. Sensitivity analysis of relationship between error motions and machined shape errors in five-axis machining center - Peripheral milling using square end mill as test case - // Precision Engineering. - 60 (2019). – P. 28–41.
9. Zucca S., Firrone C. M. Nonlinear dynamics of mechanical systems with friction contacts: Coupled static and dynamic Multi-Harmonic Balance Method and multiple solutions // Journal of Sound and Vibration. - 333 (2014). – P. 916–926.
10. S. Guo et al. Preparation, characterization and investigation of molecular films coated on diamond-like carbon substrate // Precision Engineering. - 65 (2020). – P. 44–52.
11. Zhu Y., Qiu B., Li W. Trajectory optimization method based on ellipse model for dynamic motion control of piezoelectric transducer in an optical resonance cavity // Precision Engineering. - 85 (2024). - P. 154–165.
12. Асташев В.К., Серков Н.А. и Пась О.В. Тестирование экспериментального стенда «АЛЛИГАТОР 2М» и определение собственных частот упругой ленты с шариками, закреплённой на концах // Вестник научно-технического развития. - 2020. - № 9(157). - С.3-17. [Электронный ресурс] URL: http:// www.vntr.ru (дата обращения: 28.07.2023).
13. Пановко Я.Г. Внутреннее трение при колебаниях упругих систем. - М.: Физматгиз, 1960. – 193 с.
14. Кочнева Л.Ф. Внутреннее трение в твердых телах при колебаниях. - М.: Наука, 1979. - 96 с.
15. Гоздек В.С. О модели материала с внутренним трением // Ученые записки ЦАГИ. - 1982. – Том XIII, №2. – С.142-146.
16. Пальмов В.А. Колебания упругопластических тел. – М: Наука, 1976. – 328 с.
17. Серков Н.А. и Пась О.В. Исследование процессов коррекции отклонения траектории движения исполнительного органа многокоординатной машины с ЧПУ при наличии кинематического зазора в среде Matlab – Simulink//Вестник научно-технического развития. - 2023. - № 3. - С. 42-50. [Электронный ресурс] URL: http:// www.vntr.ru
18. Пась О.В. и Серков Н.А. Анализ точности фрезерования остаточного полотна с вафельным фоном и синтез алгоритма коррекции на станках типа "СВО" // Вестник НПО «Техномаш». – 2023. - Выпуск № 2(23). - С. 45-53.

Дата поступления: 28 февраля 2024 г.