

# **Разработка методики и устройства для термоциклических испытаний монокристаллов жаропрочных никелевых сплавов**

Порубова Полина Владимировна

Санкт-Петербургский государственный морской технический университет

**Аннотация:** Представлена разработанная методика расчета пластической деформации в цикле термоциклических испытаний материалов на плоских корсетных образцах и конструкция блока нагружения установки, позволяющая обеспечить жесткое регулируемое нагружение плоского корсетного образца и варьировать температурно-силовые режимы его испытаний.

**Ключевые слова:** термическая усталость, блок нагружения.

## **Введение**

Детали многих современных машин и механизмов, особенно энергетических установок, работают при высоких температурах в нестационарных условиях, сопряженных с более или менее резкими изменениями температуры. Наиболее частые изменения температуры отдельных элементов конструкции присущи транспортным энергетическим установкам, в том числе и судовым. Эксплуатация энергетического оборудования в условиях многократных теплосмен приводит к возникновению специфических повреждений, похожих на повреждения от усталости.

Возможность повышения рабочих температур и моторесурса энергетических установок, в значительной степени зависит от возможностей применяемых конструкционных материалов, обладающих необходимым комплексом физико-химических свойств. Среди них одно из важнейших свойств – способность материала выдерживать без разрушения значительное количество теплосмен.

Несмотря на большое количество работ по исследованию термической усталости, до сих пор отсутствует достаточная ясность и единство взглядов по многим вопросам проблемы.

## **Термическая усталость. Условия ее появления и опасность.**

Термическую усталость рассматривают как двух стадийный процесс, включающий этап накопления повреждений, ведущий материал к состоянию

благоприятному для зарождения трещин, и собственно этап разрушения, связанный с зарождением и распространением трещин [1]. Продолжительность этих этапов определяет долговечность изделий, является важным параметром процесса ТУ и требует особого внимания, тогда как отслеживать принято главным образом второй этап, измеряя скорости продвижения трещин.

Несмотря на то, что для практики наибольший интерес представляет термическая усталость конкретных изделий в эксплуатации, ее исследование сопряжено с большими, часто не преодолимыми трудностями. Поэтому основное внимание сосредоточено на исследовании поведения материалов, применяемых для изготовления изделий, в условиях циклических теплосмен.

Для оценки сопротивления материалов термической усталости предложено производить их термоциклические испытания на образцах и по результатам строить и сравнивать зависимости долговечности  $N_p$  (число термических циклов до разрушения) от величины пластической деформации в цикле ( $\epsilon_{пл}$ ) [2, 3]. Однако во многих случаях из-за сложности либо невозможности выделения  $\epsilon_{пл}$  из упругопластической деформации  $\Delta\epsilon$ , задаваемой в испытаниях, при анализе результатов строят зависимость  $N_p$  от  $\Delta\epsilon$ , не выясняя при этом содержит ли задаваемая величина  $\Delta\epsilon$  пластическую деформацию  $\epsilon_{пл}$  в цикле. Тем не менее присутствие  $\epsilon_{пл}$  в цикле испытаний является обязательным условием, т.к. они построены на принципе Л.Ф. Коффина, который экспериментально установил зависимость долговечности от  $\epsilon_{пл}$  [2].

### Методы и устройства для испытаний на ТУ.

Как показывают опубликованные материалы, в настоящее время исследования термической усталости проводят на установках двух типов [1]. В одних испытания осуществляют на цилиндрических образцах с удлиненной рабочей частью (рис.1), в других – на цилиндрических или плоских образцах корсетной формы (рис.2).

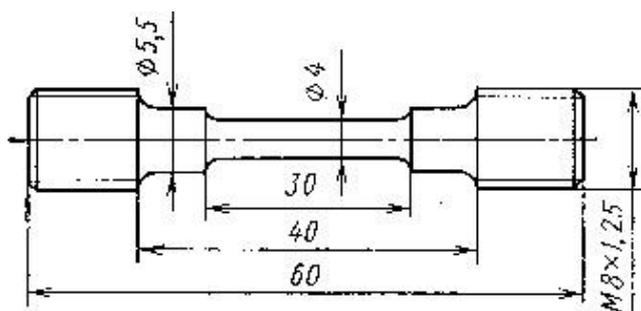


Рис.1. Цилиндрический образец для ТЦ испытаний [1].

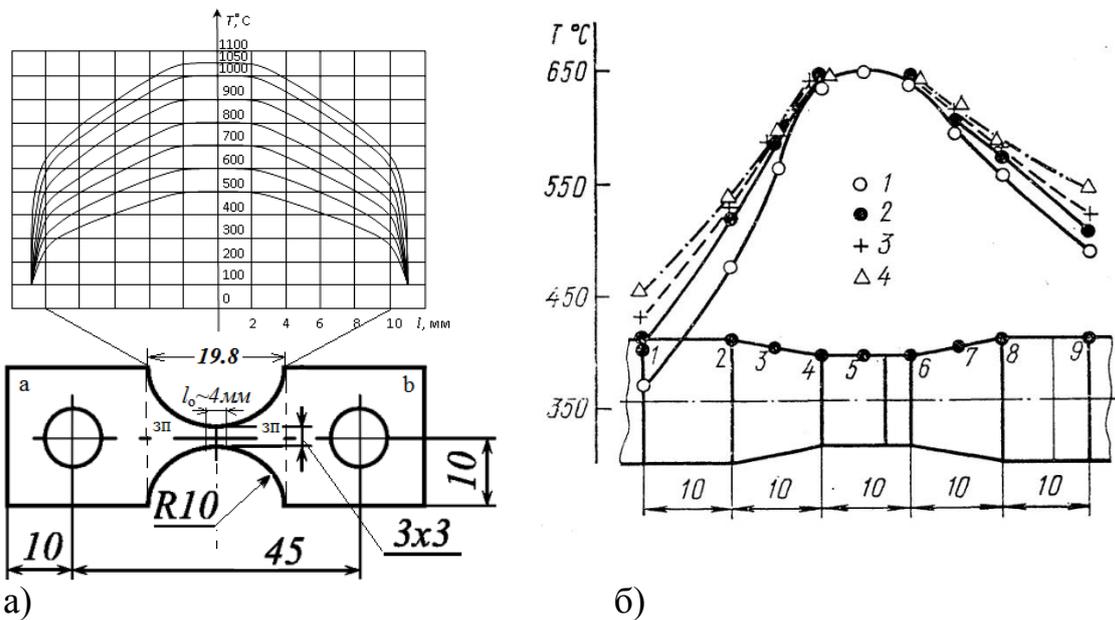


Рис.2. Примеры образцов корсетной формы для ТЦ испытаний:

- а) плоский корсетный образец и распределение температуры в его рабочей зоне при достижении в центре  $T=T_{\max}$  [4, 5],  
 б) цилиндрический корсетный образец сплава X18H9T и распределение температуры в рабочей зоне при нагреве до  $650^{\circ}\text{C}$  и выдержке 1-10 мин.

Деформация в удлиненных цилиндрических образцах и корсетных образцах протекает по-разному. В первых (рис.1) прямо реализуется модель Коффина  $N_p=f(\epsilon_{\text{пл}})$  и  $\Delta\epsilon$  возникает вследствие стеснения свободной термической деформации  $\epsilon_{\text{терм}}$  в пределах расчетной части образца. Достигаемые при этом значения  $\Delta\epsilon=\alpha_{\text{ср}}(T_{\text{max}}-T_{\text{min}})$ , где  $\alpha_{\text{ср}}$  – средний коэффициент линейного расширения. В испытаниях жаропрочных никелевых сплавов (ЖНС)  $\Delta\epsilon$  составляет и варьируется в пределах от 0 до  $\sim 1.5\%$ .

В корсетных образцах (рис.2) из-за короткой расчетной части ( $l_0$ ) ситуация иная. Как видно на рис.2, температура в них более-менее равномерна только в центральной зоне ( $l_0$ ), имеющей меньшее сечение, и постепенно убывает вдоль заплечиков (зп) к жестко закрепленным охлаждаемым головкам (а, б).

В образцах обоих типов до тех пор пока возрастающие напряжения в ходе нагрева или охлаждения не достигнут в зоне ( $l_0$ ) уровня, достаточного для начала пластической деформации материала (его предела текучести  $\sigma_{02}$ ), стеснение  $\epsilon_{\text{терм}}$  компенсируется только упругой деформацией  $\epsilon_{\text{упр}}$  всей рабочей зоны (между головками). Величина  $\epsilon_{\text{упр}}$  изменяются с температурой вследствие  $\epsilon_{\text{терм}}$  и изменения модуля упругости  $E$ . По достижении

напряжениями величины предела текучести в центре образца, где меньше сечение, начинается пластическая деформация и с этого момента она тоже компенсирует определенную часть  $\epsilon_{\text{терм}}$ . В отличие от образцов Коффина в корсетных образцах пластическая деформация локализована в узкой центральной зоне, которая к тому же испытывает воздействие извне со стороны заплечиков. В результате такой динамики событий здесь  $\epsilon_{\text{пл}}$  может достигать очень большой величины (до  $\sim 7-8\%$  у ЖНС) [6-8]. Разрушение в корсетных образцах правильнее было бы называть термомеханической усталостью, т.к.  $\epsilon_{\text{пл}}$  участка в центре, там, где в конечном итоге происходит разрушение, создается под действием термического расширения-сжатия всей рабочей зоны (участка от одной головки до другой). Подобное развитие разрушения имеет место не только в корсетных образцах, но и в цилиндрических, когда, в целях упрощения наблюдения, локализуют пластическую деформацию, выполняя на их поверхности канавку.

Тем не менее, принимая во внимание разработанные принципы моделирования, корсетные образцы, по нашему мнению, наилучшим образом подходят для моделирования термической усталости изделий сложной формы, типа лопаток турбин, путем подбора размеров, пропорций и формы участка – рабочей зоны, заключенного между головками образца. Полагаем, что таким путем можно даже воспроизводить развитие процесса в опасных зонах реальных изделий.

### **Корсетные образцы и пластическая деформация в них.**

Исследование термической усталости материалов на плоских корсетных образцах нашло применение в связи с постановкой задачи микроструктурного изучения повреждений в металлах при циклических нагревах [4, 5]. Метод оценки пластической деформации  $\epsilon_{\text{пл}}$  в цикле испытаний плоского корсетного образца из ЖНС (рис.2а) и значения  $\epsilon_{\text{пл}}$ , достигаемые в цикле ТЦ испытаний монокристаллов сплава ЖС32 при различных вариантах режима  $T_{\text{min}} \leftrightarrow T_{\text{max}}$  представлены в работе [5]. Образец нагревается электрическим током, так что вдоль этой длины получается распределение температуры, показанное на рис.2а.

В корсетном образце стеснение  $\epsilon_{\text{терм}}$  создается на всей длине, от захвата до захвата, и упругая деформация  $\epsilon_{\text{упр}}$  участвует в компенсации  $\epsilon_{\text{терм}}$  на всей длине, тогда как  $\epsilon_{\text{пл}}$ , от которой зависит долговечность, компенсирующая  $\epsilon_{\text{терм}}$  локализована в центральной области шириной около 4 мм (рис.2а).

Чтобы построить зависимость долговечности  $N_p$  от  $\epsilon_{\text{пл}}$ , как того требует принцип Коффина, рассчитывать пластическую деформацию  $\epsilon_{\text{пл}}$  на длине 4



Вначале следует для каждого  $T_{\max}$  рассчитать свободное термическое удлинение образца  $\Delta l_{\text{терм}}$ , как сумму удлинений всех участков (см. табл.1), которое преобразуется в его упругопластическую деформацию  $\Delta \varepsilon = \varepsilon_{\text{упр}} + \varepsilon_{\text{пл}}$ . Форма образца сложная и считать при таком простом расчете, который представляет принцип метода, следует удлинения. Для подтверждения правильности метода расчета в таблице 1 приведены результаты измерения  $\Delta l_{\text{терм}}$  в некоторых температурных диапазонах нагрева.

Таблица 1. Свободное термическое удлинение (сжатие) корсетного образца.

$T_{\max}, ^\circ\text{C}$ ( $T_{\min}=20$ )	200	300	400	500	600	700	800	850	900	1000	1050	1100
$\Delta l_{\text{терм.МКМ}}$ (расчет)	29	60	84	112	141	170	204	225	246	281	304	327
$\Delta l_{\text{терм.МКМ}}$ (измер.)	-	-	75	-	150	-	200	-	-	275	-	320

При расчете упругого удлинения образца  $\Delta l_{\text{упр}}$  в тот момент, когда его температура  $T$  в центре (на участке  $l_0$ ) достигла начала пластической деформации, принимаем, что напряжения  $\sigma$  на  $l_0$  равны пределу текучести  $\sigma_{0.2}$  или пределу упругости  $\sigma_{0.05}$  материала при данной  $T$ . Учитывая ширину  $S_i$  участков (увеличивается по мере удаления от центра), вычисляем напряжения в каждом из них  $\sigma_i$  (уменьшаются пропорционально  $S_i$ ), а затем, разделив на модуль  $E_i$ , находим деформацию  $\varepsilon_i$  и удлинение  $\Delta l_i$  каждого участка, умножив  $\varepsilon_i$  на длину участка. Сумма всех  $\Delta l_i$  соответствует общему упругому удлинению образца  $\Delta l_{\text{упр}}(\text{общ})$ , представленному в табл.2.

Таблица 2. К расчету упругого удлинения (сжатия) образца, когда его температура достигла  $T_{\max}$  или  $T_{\min}$  в момент начала пластической деформации

$T, ^\circ\text{C}$	150	200	300	400	500	600	700	800	850	900	1000	1050	1100
$\sigma_{0.2}, \text{МПа}$	1000	1000	1000	1000	980	980	980	1040	940	860	620	510	400
$\Delta l_{\text{упр. МКМ}}$	99	101	104	108	108	110	115	123	112	109	81	68	54

Разница между свободным термическим удлинением  $\Delta l_{\text{терм}}$  и общим упругим удлинением  $\Delta l_{\text{упр}}(\text{общ})$  есть искомое удлинение, которое должна компенсировать пластическая деформация центрального участка  $l_0$ . В

таблице 3 показаны полученные величины и соответствующая им пластическая деформация центрального участка в нулевом полуцикле испытаний  $T_{\min}=20^{\circ}\text{C}\rightarrow T_{\max}$ , считая, что вся пластическая деформация локализована на участке в 4мм.

Таблица 3. Пластическая деформация участка  $l_0$  в нулевом полуцикле испытаний

$T_{\max}, ^{\circ}\text{C}$	150	200	300	400	500	600	700	800	850	900	1000	1050	1100
$\Delta l_{\text{пл}}, \text{МКМ}$	-	-	-	-	4	31	55	81	113	137	200	236	273
$\varepsilon_{\text{пл}}^{\text{сж}}, \%$	-	-	-	-	0.1	0.8	1.4	2.0	2.8	3.4	5.0	5.9	6.8

При расчете  $\varepsilon_{\text{пл}}$  в первом и последующих полуциклах следует учесть изменение общей деформации из-за снятия упругой деформации от предшествующего полуцикла. Пример расчетных данных для ненулевых полуциклов при разных режимах испытаний ( $T_{\min}\leftrightarrow T_{\max}$ ) приведен в таблице 4.

Таблица 4. Пластическая деформация в ненулевых полуциклах нагрева и охлаждения.

$T_{\max}-T_{\min}$ $^{\circ}\text{C}$	$\sigma_{\text{T}}^{\text{P}}, \text{МПа}$ ( $T_{\min}$ )	$\sigma_{\text{T}}^{\text{сж}}, \text{МПа}$ ( $T_{\max}$ )	$\Delta l_{\text{герм}}$ МКМ	$\Delta l_{\text{упр}}^{\text{сж}}$ МКМ	$\Delta l_{\text{упр}}^{\text{P}}$ МКМ	$\Delta l_{\text{пл}}^{\text{P}}$ МКМ	$\varepsilon_{\text{пл}}^{\text{P}}(\varepsilon_{\text{пл}}^{\text{сж}})$ %
1100→200	1000	400	298	54	101	143	3.6
1100→500	980	400	215	54	108	53	1.3
1100→600	980	400	186	54	110	32	0.8
1100→700	980	400	157	54	115	-	-
1050→200	1000	510	275	68	101	106	2.6
1050→500	980	510	192	68	108	16	0.4
1050→600	980	510	163	68	110	-	-
900-150	1000	860	225	109	99	17	0.4
800-150	1000	1040	183	123	99	-	-
700-150	1000	980	149	115	99	-	-

Представленные в таблицах результаты показывают, что для основных  $T_{\max}=900, 1050$  и  $1100^{\circ}\text{C}$ , при которых испытывают и работают жаропрочные сплавы достигаемая уже в первых циклах пластическая деформация достаточно велика и вполне достаточна, чтобы инициировать появление микротрещин..

### Разработка конструкции для определения ТУ на корсетных образцах

Для исследования микроструктурных процессов развития повреждений в материалах при термической усталости разработана установка ИМАШ-ТУ-ЦКТИ, конструкция блока нагружения которой [4] позволяющей выполнять термоциклические испытания на плоских образцах корсетной формы, что дает возможность подготовить металлографический шлиф в рабочей зоне образца [4]. При этом пришлось отказаться от хорошо зарекомендовавшего себя механизма крепления головок образца с помощью резьбовых соединений [2]. В этом случае «жесткость нагружения образца, как отмечено [4], зависит от ряда моментов: силы, с которой образец затягивается на устройстве, степени износа зубцов устройства, внедряющихся в головки образца, температурного режима термоциклирования и материала образца». Все эти факторы имеют особенно большое значение при испытании образцов из материалов с высокой твердостью. Предполагая возможные проблемы с нагружением, в методе этих испытаний рекомендуется контролировать не жесткость стеснения [4, 5]. Однако делать это предлагается [5], наблюдая за смещением пары рисок, расположенных близи центра образца на расстоянии  $\pm 2$  мм. Эта рекомендация основана на представлении, что деформация в расчетной зоне  $l_0$  развивается вследствие ее жесткого стеснения прилегающими справа и слева частями образца. За упругопластическую деформацию  $\Delta \varepsilon$  принимается величина, равная стесненной свободной термической деформации  $l_0$ , которая вычисляется, как  $\Delta \varepsilon = \varepsilon_0 = \alpha_{cp}(T)\Delta T$  [5]. На самом же деле, как показано выше [6], деформация в центре корсетного образца развивается иначе – благодаря воздействию извне, а именно со стороны односторонне стесненных заплечиков, в которых плавно нарастает упругая деформация и напряжения по мере изменения температуры. В конечном итоге пластическая деформация  $\varepsilon_{пл} = \Delta l_{пл} / l_0$  локализуется в зоне  $l_0$ , где наименьшее сечение и достигается наибольшая температура.

Она компенсирует ту часть стесненного термического удлинения образца  $\Delta l_{терм}$ , которую не может компенсировать его упругое удлинение  $\Delta l_{упр}$ , т.е. разность  $\Delta l_{пл} = \Delta l_{терм} - \Delta l_{упр}$ . Экспериментальная проверка [6] с использованием штатного блока нагружения установки ИМАШ-ТУ-ЦКТИ показала правильность предложенного объяснения динамики развития деформации, правильность представленной выше методики расчета пластической деформации  $\varepsilon_{пл}$  в цикле испытаний корсетного образца, но обнаружила разброс и в, большей части, заниженные значения измеренных величин  $\Delta l_{пл}$  и, соответственно, значений  $\varepsilon_{пл}$ . Единственным объяснением тому может служить проскальзывание головок образца относительно крепления, на которое обращается внимание уже в [4]. В результате проскальзывания уменьшается доля  $\Delta l_{терм}$ , которую должна компенсировать

$\Delta I_{пл}$ . При этом риски, нанесенные вблизи центра образца для контроля жесткости стеснения [5], не могут чувствовать проскальзывания головок и быть использованы для корректировки.

Возможность проскальзывания головок является причиной потери информации о действительной величине  $\varepsilon_{пл}$ , причиной недостоверности результатов испытаний и ее следует обязательно устранить.

Нами разработана конструкция блока нагружения, позволяющая осуществлять крепление головок образца, исключая их проскальзывание.

Предлагаемая конструкция блока нагружения образца представлена рис.4. Как и в штатном устройстве [4], она включает две плашки 12, 13, стянутые болтами и изолированные электрически друг от друга слюдяной прокладкой 14 и фторопластовой пластиной 15 от основания (не показано). В плашку 13 запрессована стальная втулка с резьбовым отверстием по оси, в которое ввернута шпилька 4. В верхней части шпильки 4 выполнен поясok шириной, равной толщине, и диаметром, равным диаметру отверстия в образце 1. На резьбовой конец шпильки 4 наворачивается гайка 11, прижимающая головку образца к зубцам, выполненным на верхнем торце втулки. К боковой стенке другой плашки 12 привернута вилка 6. В прорези вилки 6 установлен стержень 5 с наружной резьбой и двумя гайками 8, 9 на ней, которые упираются в стенки вилки 6 с двух сторон и ограничивают перемещение стержня 5 в осевом направлении. На торце стержня 5 выполнена планка 2, несущая запрессованную в ней ось 3, снабженную пояском, как на шпильке 4, и резьбой над ним под гайку 10, обеспечивающую крепление второй головки образца 1. Хвостовик 7 на другой стороне стержня 5 служит для закрепления вспомогательной электрошины, чтобы поддерживать ток, проходящий через образец 1, при освобождении гаек 8, 9.

При подготовке к испытаниям на планке 2 снятого стержня 5 устанавливают одну из головок образца 1, надев ее на поясok оси 3 и закрепив гайкой 10. Стержень 5 устанавливают в прорезь вилки 6, при этом вторую головку образца 1 надевают на поясok шпильки 4, где закрепляют гайкой 11. Произведя натяг в цепочке стержень-образец путем закручивания гайки 8, затягивают остальные гайки 10, 11, 9, обеспечивая жесткую фиксацию образца в системе нагружения при выполнении циклических нагревов. Слабым местом системы является сопряжение поясков на оси 3 и шпильке 4 с отверстиями в головках образца 1. Отверстия в головках должны быть выполнены по достаточно высокому классу точности. Тем не менее, зазор между поясками и отверстиями в головках при необходимости следует заполнить слоем стальной фольги. Возможное

проскальзывание головок относительно оси 3 и шпильки 4 не может быть произвольным, т.к. оно, по крайней мере, ограничено величиной допуска отверстий. При термоциклических испытаниях жаропрочных никелевых сплавов ЖНС эта величина вполне допустима, поскольку, как видно из таблицы 1, она может составлять всего несколько десятых процента от свободного термического удлинения ( $\Delta l_{\text{терм}}$ ) для применяемого типа образца при характерных термических режимах испытаний ЖНС. Для проверки наличия проскальзывания и определения величины смещения следует использовать риски, нанесенные на участке между заплечиками образца и головками.

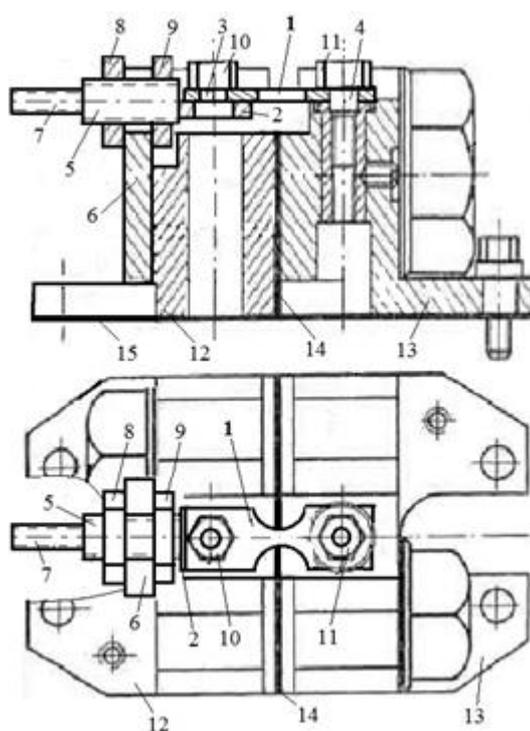


Рис.4. Блок нагружения для ТЦ испытаний плоских корсетных образцов.

Преимущество предлагаемой конструкции, помимо отмеченного ограничения возможного проскальзывания, еще и в том, что примененная схема жесткой фиксации образца позволяет производить испытания, предусматривающие нагружение и разгрузку образца при произвольно выбранных температурах, а не только в конечных точках термического интервала испытаний. Это, в частности, дает возможность осуществлять измерения пластической деформации в цикле испытаний корсетного образца и величину накопленной деформации после определенного числа циклов.

## Заключение

1. Показано, что деформация корсетного образца в условиях термоциклических испытаний соответствует принципу термомеханического нагружения. В связи с этим требуется иной способ определения величины пластической деформации в цикле испытаний, используемой для построения в зависимости от нее долговечности.
2. Предложен метод расчета величины пластической деформации в цикле.
3. Разработана конструкция блока нагружения установки для испытания плоских корсетных образцов, позволяющая ограничить неконтролируемое проскальзывание головок образца, из-за чего результаты испытаний становятся недостоверными, а также расширить программу возможных испытаний и производить металлографические исследования.

### **Литература.**

1. Дульнев Р.А., Котов П.И. Термическая усталость металлов. - М.: Машиностроение, 1980. - 200 с.
2. Coffin L.F., Schenectady N.Y. A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on Ductile Metal./ Trans. ASME. 1954. Vol. 76, № 6, P. 931-950.
3. Серенсен С.В., Котов П.И. Об оценке сопротивления термической усталости по методу варьируемой жесткости нагружения / Заводская Лаборатория. 1962. № 10. С. 1233-1238.
4. Гугелев Б.М., Гецов Л.Б., Журавлев Ю.А., Новикова Е.Г. Метод микроструктурного исследования повреждений в металлах при термической усталости. Зав. Лаб. 1976, №1, С. 94-97.
5. Гецов Л.Б., Рыбников А.И., Семенов А.С., Григорьев А.В., Тихомирова Е.А. Сопротивление деформированию и разрушению монокристаллических сплавов при статическом и термоциклическом нагружении. Надежность и безопасность энергетики. 2012, №18, С. 53-62
6. Тихомирова Е.А., Сидохин Ф.А., Азизов Т.Н., Сидохин Е.Ф. О термоциклических испытаниях на корсетных образцах. Материаловедение, 2014, №4. С. 10-13.
7. Тихомирова Е.А., Сидохин Е.Ф. Особенности термической усталости монокристаллических образцов корсетной формы при циклических нагревах. Материаловедение, 2015, №4. С. 33-39 .

8. Тихомирова Е.А., Сидохин Е.Ф. О пластической деформации корсетных образцов при термоциклических испытаниях. Материаловедение, 2015, №9. С. 3-6.