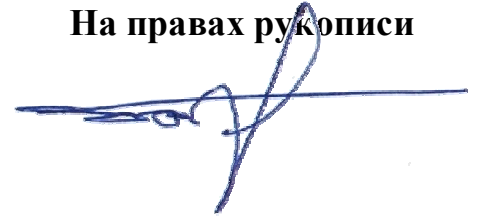


На правах рукописи



Колесник Алексей Михайлович

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА
ПРОЧНОСТЬ И УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЧНЫХ КОРПУСОВ
ПОДВОДНОЙ ТЕХНИКИ**

05.08.01 – «Теория корабля и строительная механика»

05.08.04 – «Технология судостроения, судоремонта и организация
судостроительного производства»

АВТОРЕФЕРАТ

**диссертации на соискание учёной степени
кандидата технических наук**

Санкт – Петербург

2016 г.

Работа выполнена в ФГУП «Крыловский государственный научный центр».

Научный руководитель: **Рябов Виталий Михайлович**, доктор технических наук, заслуженный деятель науки и техники.

Научный консультант: **Рябенский Леонид Матвеевич**, кандидат технических наук.

Официальные оппоненты: **Ильин Алексей Витальевич**, доктор технических наук, ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей», зам. генерального директора.

Новиков Сергей Сергеевич, кандидат технических наук, СПМБМ «Малахит», главный конструктор по корпусу.

Ведущая организация: **АО «ЦКБ МТ «Рубин»**

Защита состоится «___» _____ 2016 г. в ___ часов ___ минут на заседании диссертационного совета Д.411.004.01 при ФГУП «Крыловский государственный научный центр» по адресу: Санкт-Петербург, Московское шоссе, д.44.

С диссертацией можно ознакомиться в научно-технической библиотеке ФГУП «Крыловский государственный научный центр» и на сайте <http://www.krylov-center.ru>.

Автореферат разослан «___» _____ 2016 г.

Учёный секретарь
диссертационного совета,
доктор технических наук



Л.И. Вишнеvский

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность темы исследования

В настоящее время в судостроительной отрасли особое внимание уделяется ресурсосберегающим технологиям холодного формообразования элементов основного корпуса, которые по сравнению с традиционными процессами изготовления позволяют сократить как трудовые, так и материальные затраты.

Так, при изготовлении деталей двоякой кривизны наиболее экономически выгодным является использование метода холодного последовательного локального деформирования (ПЛД), что позволяет значительно сократить производственные затраты на формообразование листовых деталей сложной формы, в том числе снизить расходы энергоресурсов и исключить затраты на изготовление дорогостоящих крупногабаритных металлоемких специальных штампов, сократить продолжительность технологической подготовки производства и обеспечить высокую точность гибки без выполнения доводочных операций.

С другой стороны, в связи со сложностью процесса пластического деформирования и значительного диапазона изменения толщин заготовок и номенклатуры применяемых материалов – точного решения по определению остаточного радиуса деформируемого элемента основного корпуса (ОК) или коэффициента пружинения нет. Таким образом, совершенствование технологии холодного формообразования методом ПЛД элементов ОК сложной формы, а именно разработка аналитических методов определения параметров пружинения, способствующих подбору для судостроительного производства требуемой оснастки является актуальной задачей.

Одновременно, несмотря на существующие технологические и экономические плюсы, применение технологических операций холодного локального пластического деформирования при использовании не учитывающих их влияния методов расчета без корректировки экспериментом может приводить к оценке прочности соответствующих конструкций с существенной ошибкой в опасную сторону. Операции холодного формообразования сопровождаются глубоким пластическим и геометрически нелинейным деформированием листовых заготовок, возникновением полей остаточных напряжений и пластических деформаций. В процессе холодного пластического деформирования происходит изменение исходных свойств материала, что, в свою очередь, может повлиять на резервы прочности конструкций. Например, для концевых переборок (КП) подводных технических средств (ПТС), изготовленных в холодном состоянии методом ПЛД, использование поправочных коэффициентов, полученных при массовых испытаниях экспериментальных моделей с «горячей штамповкой», на основе результатов испытаний которых сформированы современные нормы и методы расчета предельной статической и циклической прочности оболочек двоякой кривизны – дает ошибку в опасную сторону. Такой подход

приводит к снижению запаса по нагрузке и в случае непредвиденных обстоятельств в процессе эксплуатации подводного объекта может привести к его досрочному разрушению.

В силу того, что элементы оболочек двойной кривизны конструкций повышенной надежности в отечественном судостроении традиционно изготавливались, используя горячую штамповку, или холодной с последующей термообработкой, применение которых сохраняет механические свойства материала, в соответствии с требованиями технических условий на поставку без возникновения заметных остаточных напряжений и ограниченности до недавнего времени средств математического моделирования – необходимости и возможности проведения исследований подобного рода не представлялось возможным.

Потребность в проведении анализа оценки влияния холодного формообразования элементов прочного корпуса и корпусных конструкций ПТС в настоящее время особенно актуальна в связи с отработкой технологий и приемкой для судостроения новых перспективных высокопрочных маломагнитных азотосодержащих сталей, т.к. их особенностью является невозможность применения «горячих» операций формообразования корпуса в связи с резким ухудшением при этом их маломагнитных свойств.

В современных условиях возможность проведения экспериментов натуральных конструкций практически не представляется возможным, а испытание их упрощенных моделей значительно затруднено из-за большой стоимости и трудоемкости выполнения подобных экспериментальных работ. Поэтому, основные исследования оценки влияния «холодных» технологических процессов формообразования могут быть выполнены, основываясь на использовании современных методов математического моделирования с последующей верификацией в виде единичных испытаний опытных моделей.

Цель работы

Целью настоящей диссертационной работы является определение эффективности работы элементов конструкций основного корпуса ПТС при использовании методов холодного пластического формообразования и совершенствование производственных технологических процессов.

Достижение цели обеспечивается за счет решения **следующих задач**:

- анализ остаточных радиусов (коэффициента пружинения) деталей оболочечных конструкций при вариации толщин листовых заготовок и их габаритных параметров для корпусных материалов различной категории прочности;
- получение достоверных сведений о напряженно-деформированном состоянии сформированных лепестков сферических корпусов и концевых переборок ПТС, изготовленных методом последовательного локального деформирования с применением универсальной оснастки;

- исследование реальных диаграмм деформирования при смене знака нагружения для серии высокопрочных корпусных сталей, применяемых при создании прочных корпусов ПТС;
- анализ влияния предварительного пластического деформирования, остаточных технологических напряжений и начальных несовершенств формы на действительные критические нагрузки оболочечных конструкций подводных объектов;
- создание универсальных аналитических зависимостей для расчетной оценки действительных критических нагрузок оболочечных конструкций при формообразовании их в холодном состоянии.

Объектом исследования настоящей работы являются оболочечные конструкции прочных корпусов ПТС, изготовленные с применением ресурсосберегающих технологий холодного формообразования.

Предметом исследования является влияние методов холодного формообразования, сопровождающиеся возникновением остаточных технологических напряжений и деградацией механических свойств корпусных материалов, на показатели прочности концевых переборок двоякой кривизны и подкрепленных цилиндрических (конических) оболочек ПК, учитывая возможные начальные отклонения от идеальной формы.

Методы исследования

Для решения поставленных задач используются методы теории упругости, теории пластичности, строительной механики, а также теории тонких оболочек. При этом используются результаты экспериментальных исследований поведения корпусных материалов при знакопеременных нагрузках.

В рамках численного эксперимента для построения КЭ-моделей применяется метод «прямой генерации». В соответствии с требованиями унификации исходных данных алгоритм выполнения расчета автоматизирован с использованием встроенного в систему ANSYS языка программирования APDL (ANSYS Parametric Design Language).

Основные научные результаты и их новизна:

- впервые определены закономерности изменения остаточной кривизны (или параметра пружинения) заготовок, изготовленных штамповкой в холодном состоянии методом ПЛД, в зависимости от ее толщины и предела текучести высокопрочного корпусного материала. Получены серии кривых для определения радиуса рабочей поверхности пуансона необходимый для формообразования элемента конструкции требуемого остаточного радиуса методом ПЛД;
- исследован характер напряженно-деформированного состояния сформированных лепестков концевых переборок ПТС методом ПЛД с применением универсальной оснастки в виде конической матрицы и пуансона со сферической рабочей поверхностью;

- получены на основе имеющихся экспериментальных данных поправочные коэффициенты к модифицированной диаграмме В.М. Рябова, позволяющие полностью описать поведение материала при смене знака нагружения в зависимости от величины предварительной пластической деформации. Используя предложенный подход, появилась возможность наиболее точно учесть изменение диаграммы деформирования материала после операций холодного формообразования;
- впервые разработана методика оценки предельной статической прочности сферических оболочечных конструкций, изготовленных методом ПЛД в холодном состоянии, учитывая характер изменения механических свойств материала после предварительного пластического деформирования и характера распределения остаточных технологических напряжений, а также различные варианты задания не только величины, но и формы начальных отклонений;
- произведена расчетная оценка местной устойчивости (несущей способности) подкрепленных цилиндрических оболочек с многоволновой формой начальных отклонений от идеальной формы с учетом изменения механических свойств материала, вызванного предварительным пластическим деформированием в процессе изготовления в холодном состоянии в вальцах, а также возникающих при этом технологических остаточных напряжений;
- получены на основе многопараметрических расчетов обобщенные кривые, позволяющие выполнить аналитические расчеты с учетом технологической наследственности значений действительных критических нагрузок оболочечных конструкций в зависимости от амплитуды и вида начальной погиби.

Практическая ценность

- решена прикладная задача для судостроительного производства по определению остаточного радиуса (или коэффициента пружинения) заготовок, изготовленных штамповкой в холодном состоянии методом ПЛД. Полученное решение обеспечивает высокое качество сфер, серьезный экономический эффект, исключает изготовление дополнительной оснастки или использование прокладок при доводке;
- внедрение полученных результатов в работах, связанных с проектированием и строительством перспективных объектов подводной техники, за счет обоснованного использования ресурсосберегающих технологий холодного формообразования и соответствующего применения материалов, для которых воздействие «горячих» технологий корпусообработки приводит к резкому ухудшению тех или иных эксплуатационных свойств;
- разработанные аналитические методы расчета предельной статической прочности оболочечных конструкций, учитывающие

влияние технологической наследственности методов холодного пластического формообразования, позволяют определить их необходимые геометрические параметры на стадии проектирования, что обеспечивает безопасную эксплуатацию подводного объекта.

Реализация результатов работы

Материалы работы внедрены при выполнении научно-исследовательской работы «Перспектива-3» в ФГУП «Крыловский государственный научный центр» в рамках федеральной целевой программы «Развитие гражданской морской техники на 2009–2016 годы», СЧ ОКР «Барьер-К» и СЧ ОКР «Оболочка-К» с АО «Центр технологии судостроения и судоремонта».

Апробация работы

Основные положения и результаты диссертации докладывались и обсуждались на следующих конференциях:

- VI международной конференции «Военно-морской флот и судостроение в современных условиях» (NSN'2011, СПб, 2011 г.);
- научно-технических конференциях по строительной механике корабля, посвященная памяти академика Ю.А. Шиманского (СПб, 2011 г., 2013 г.)
- научно-технической конференции по строительной механике корабля, посвященной памяти профессора П.Ф. Папковича (СПб, 2012 г.);
- XXV международной конференции. «Математическое моделирование в механике деформируемых сред и конструкций. Методы граничных и конечных элементов». (СПб, 2013 г.)

Публикации

По теме диссертации опубликовано 13 работ. Из них 5 работ в личном авторстве, доля автора в остальных – 50%. Подана заявка на изобретение № 2015138514 от 09.09.2015 г. В изданиях, определяемых Перечнем ВАК РФ, опубликовано 7 статей.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, шести глав, заключения и списка используемой литературы, включающего 152 источника. Объем работы составляет 208 страниц печатного текста, включая 15 таблиц и 114 рисунков.

Основные результаты, выносимые на защиту

- установление взаимосвязи параметров технологического процесса штамповки методом последовательного локального деформирования и параметров напряженно-деформированного состояния деталей корпуса, с учетом, установленных в работе технологических особенностей формирования относительно толстостенных оболочек сложной формы методом ПЛД;

- теоретическая оценка влияния технологических операций холодного пластического деформирования и начальных несовершенств на действительные критические нагрузки КП прочных корпусов ПТС;
- анализ совместного влияния гибки в вальцах и начальных несовершенств формы на действительные критические нагрузки подкрепленных цилиндрических (конических) оболочек корпусов ПТС.

ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во введении обоснована актуальность темы диссертационного исследования, определяется его цель, задачи, а также сформулированы полученные результаты, обладающие научной новизной и выносимые на защиту.

В первой главе представлены результаты анализа современного состояния проблемы оценки влияния холодного формообразования на прочностные характеристики оболочечных конструкций объектов ПТС.

Анализ обзора современных примеров решения задач предельной статической прочности с учетом технологической наследственности, выраженной в виде деградации механических свойств материала и сопутствующих остаточных технологических напряжений, показал, что данная проблематика исследована лишь в малом объеме. Наличие же работ по численному расчету носит единичный характер и в основном сосредоточено при расчетах труб, изготовленных по UOC- и UOE-технологии, а также сосудов высокого давления при использовании операции автофретирования для повышения внутреннего эксплуатационного давления.

Выявлено, что для корректного определения параметров НДС для последующего расчета действительных критических нагрузок оболочечных конструкций двойкой кривизны, изготовленных в холодном состоянии методом ПЛД, необходимо, прежде всего, провести комплексное исследование параметров пружинения процесса холодного пластического формообразования толстостенных заготовок.

Показано, что оценка прочности изготовленных с использованием холодной обработки элементов корпуса и корпусных конструкций объектов подводной техники, в частности их несущей способности, должна учитывать фактические диаграммы деформирования материала, зависящие от истории пластического деформирования после холодной обработки. Таким образом, необходимо наличие экспериментальных исследований деформирования материала при смене знака нагружения для серии высокопрочных корпусных сталей, применяемых при создании конструкций ПТС повышенной надежности. Несмотря на всеобщую осведомленность о существовании эффекта Баушингера, данная особенность деформирования металлических материалов непосредственно при расчетах практически не нашла широкого применения.

Примеры расчетов подкрепленных цилиндрических (конических) оболочек с учетом технологии изготовления оценивают данные эффекты в упрощенном виде («эффективные кривые», учет только остаточных технологических напряжений и т.д.), поэтому зачастую результаты, полученные с использованием МКЭ завышают значения действительной критической нагрузки, в сравнении с действительной критической нагрузкой, полученной в рамках эксперимента. Стоит отметить, что для подкрепленных цилиндрических оболочек возможная поправка после учета технологической наследственности все же видимо не велика. Но такое утверждение будет иметь место, только после проведения многопараметрического расчета цилиндрических оболочек с различным уровнем напряженности при бифуркации.

Во второй главе диссертационной работы представлены основные результаты моделирования технологического процесса формообразования заготовок двоякой кривизны методом ПЛД.

В рамках технологического процесса деформирование заготовки осуществляется последовательно. При этом пуансон совершает возвратно-поступательные движения. В результате последовательных перемещений пуансона от центра к периферии или от периферии к центру заготовка приобретает форму поверхности шарового сегмента, по сути, происходит локальная осесимметричная обтяжка заготовки вокруг сферического пуансона, что обеспечивает более плавную погибь, чем гибка в жесткой лунке (сферическая матрица), т.е. процесс гибки более технологичен.

Учитывая рекомендации стандарта ОСТ5Р.95078 – 2012 для теоретического анализа формообразования листовых заготовок выбрана оснастка в виде конической матрицы с диаметром рабочей части матрицы $D_m = 1000$ мм, углом конусности $\varphi = 7^\circ$ и пуансона (диаметр рабочей части пуансона $D_n = 800$ мм) со сферической рабочей поверхностью, радиус R_n которой изменяется в диапазоне от 1800 мм до 3400 мм.

Для определения коэффициента пружинения заготовки или её остаточного радиуса, а также параметров НДС для последующего их использования при расчете предельной статической прочности, с помощью МКЭ была решена контактная осесимметричная задача единичного нажатия заготовки типа «доннышко». При решении задачи использован полилинейный кинематический (трансляционный) закон упрочнения материала заготовки. Предел текучести варьировался в диапазоне от 600 МПа до 1000 МПа. Диаграмма деформирования материала задается согласно модифицированной диаграмме деформирования металлических материалов В.М. Рябова, нашедшая широкое применение при расчетах несущей способности прочных корпусов ПТС.

Остаточный радиус определялся геометрически в зависимости от района активного пластического течения материала заготовки, который

определялся как расстояние между осью симметрии и точкой контакта заготовкой рабочей поверхностью матрицы.

В ходе многопараметрического расчета было выявлено, что при формообразовании заготовок толщиной $s > 50$ мм между рабочей поверхностью пуансона и заготовкой в районе «полюса» (по оси симметрии) возможно образование зазора, что влечет за собой неравномерность распределения пластических деформаций и как следствие значения кривизны деформируемой детали (Рис.1), что приводит к увеличению количества нажатий в течение процесса формообразования заготовки для получения требуемой остаточной кривизны оболочки.

Для устранения зазора и улучшения качества поверхности формируемой детали в район выреза конической матрицы предлагается установить упорный цилиндрический стакан с радиусом сферической рабочей поверхности, учитывая толщину заготовки и глубину максимально возможного внедрения пуансона. В работе показано, что максимальные величины зазора были зафиксированы с пределом текучести материала $\sigma_{0,2} = 600$ МПа. Таким образом, холодная штамповка методом ПЛД для толстостенных плоских заготовок с упорным стаканом особенно актуальна для высокопрочных корпусных материалов с относительно невысоким условным пределом текучести материала.

При выполнении последующих расчетов формообразование заготовок рекомендуется проводить с учетом установки в вырез конической матрицы упорного стакана. На Рис. 2 изображена модель оснастки в виде универсальной конической матрицы с установленным упорным стаканом и заготовка типа «доньшко».

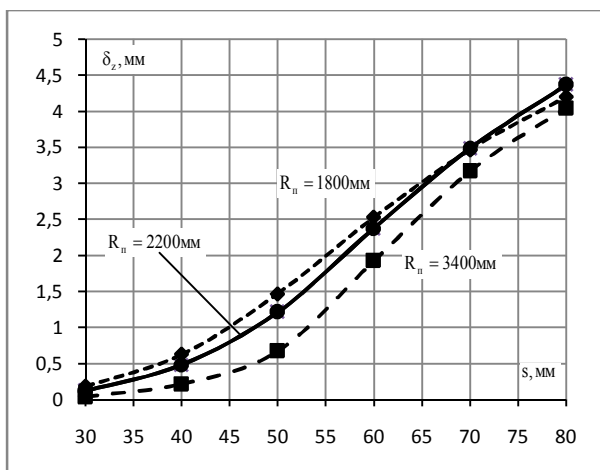


Рис. 1 – Зависимость величины зазора δ_z от толщины s заготовки и радиуса рабочей поверхности пуансона; $\sigma_{0,2} = 600$ МПа.

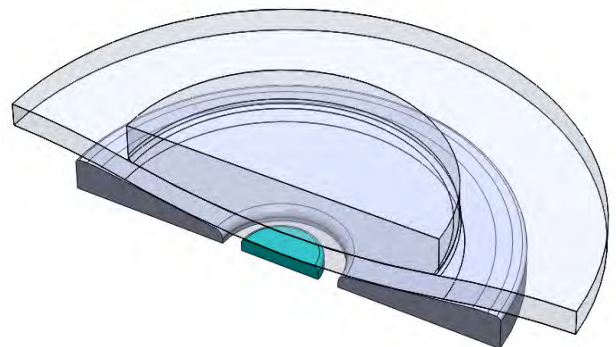


Рис. 2 – Модель оснастки с установленным в район выреза конической матрицы упорным стаканом.

В результате анализа выявлено, что для рассмотренных толщин плоских заготовок максимальное значение $\Delta_{R_{ост}^{ст}}$ ($\Delta_{R_{ост}^{ст}} = (1 - \frac{R_{ост}^{ст}}{R_{ст}^{ст}})100\%$, $R_{ост}^{ст}$ – остаточный радиус детали с использованием упорного стакана) достигается

при минимально возможных значениях R_n , так для $s = 80$ мм – $\Delta_{R_{ост}}^{ст} = 6,9\%$, для 70 мм – $\Delta_{R_{ост}}^{ст} = 5,75\%$ и для 60 мм составляет $\Delta_{R_{ост}}^{ст} = 4,2\%$. Следует отметить, что введение в технологический процесс упорного стакана не вызовет качественного изменения НДС в районе контакта упорного стакана с заготовкой, т.к. в момент контакта формируемая заготовка находится соответственно уже в напряженном состоянии и на упорный стакан приходится лишь малая часть усилия (реакции), необходимого до окончательной доводки заготовки до требуемой кривизны.

Снижение величины зазора для толстостенных деталей, видимо, может быть достигнуто и за счет увеличения диаметра матрицы D_3 , но это приведет к значительному возрастанию стоимости оснастки и требуемого усилия для окончательного деформирования детали, которое судостроительный завод, возможно, не сможет обеспечить.

В рамках многопараметрических расчетов рассмотрены диаметры заготовок в диапазоне от 1200 мм ($D_3 \sim D_M$) до 2300 мм. В результате выявлено, что при варьировании диаметра заготовки величина стрелки обратного хода при пружинении в случае идентичной толщины заготовки по оси симметрии практически не изменяется и ее можно считать постоянной величиной (Рис. 3). Таким образом, величина пружинения не зависит от места деформирования заготовки (или площади заготовки). Соответственно, параметры напряженно-деформированного состояния должны находиться на определенном уровне, зависящем только от оснастки, толщины и материала формируемой заготовки. В зависимости от района деформирования изменяется только усилие, требуемое для деформирования заготовки до требуемого остаточного радиуса (или стрелки прогиба).

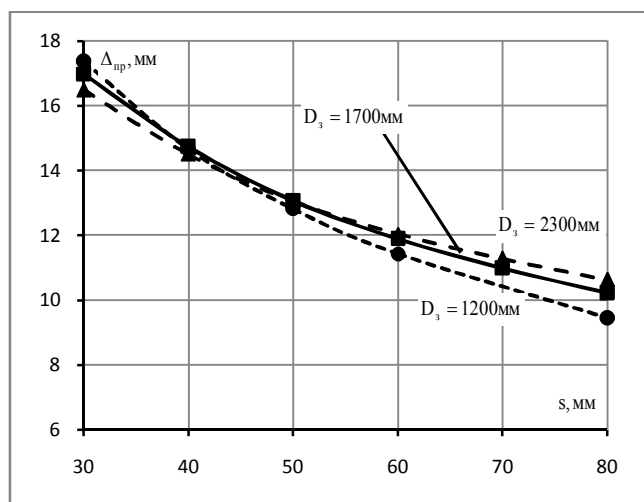


Рис. 3 – Зависимость $\Delta_{пр}$ от толщины и диаметра заготовки; $\sigma_{0,2} = 600$ МПа.

В результате расчетов получена серия графиков (Рис.4), используя которые можно определить радиус рабочей поверхности пуансона для формообразования элемента конструкции требуемого остаточного радиуса методом последовательного холодного деформирования в зависимости от толщины и предела текучести материала.

Полученные кривые практически полностью охватывают диапазон используемых радиусов сферических концевых переборок подводных объектов в современных условиях производства судостроительных заводов.

Таким образом, подбор необходимой оснастки, в данном случае – радиуса рабочей поверхности пуансона значительно упрощается, что позволяет избежать необходимости опытного определения параметра пружинения непосредственно на производстве и сократить время подготовки самого производства. Используя полученные результаты, можно избежать ошибок с определением параметров пружинения, случайных перегибов, устранение которых является очень трудоемким процессом, а также практически устранить или свести к минимуму использование при формообразовании прокладок или их использования только для подгибки до требуемого окончательного радиуса сферического сегмента.

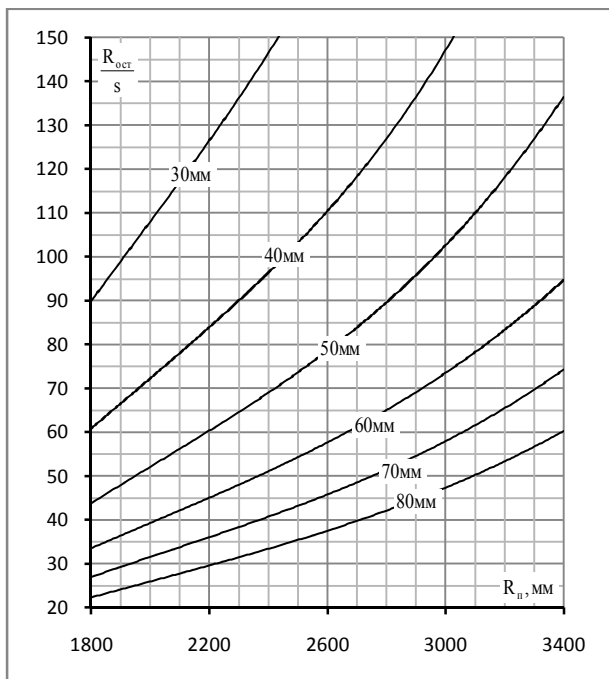


Рис. 4 – Кривые относительного остаточного радиуса оболочки $R_{ост} / s$ в зависимости от $R_{п} / s$ и s ; $\sigma_{0,2} = 800$ МПа.

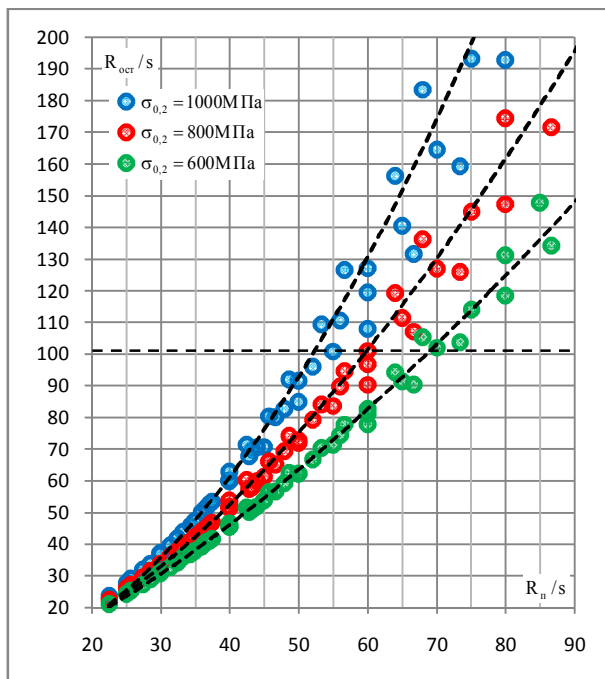


Рис. 5 – Зависимости $R_{ост} / s$ от $R_{п} / s$ при различных значениях предела текучести материала.

В результате проведенных многопараметрических расчетов удалось получить универсальные безразмерные кривые, используя которые можно определить в зависимости от значения относительного радиуса рабочей поверхности пуансона относительный остаточный радиус сферической оболочки. Как видно из Рис. 5 с увеличением относительного радиуса рабочей поверхности пуансона разброс значения относительного остаточного радиуса сферической оболочки возрастает. Таким образом, при значениях $R_{ост} / s \leq 100$, видимо, можно использовать полученные кривые с минимальной ошибкой определения остаточной кривизны оболочки. При значениях свыше $R_{ост} / s > 100$, необходимо проводить для каждого случая набора оснастки дополнительные корректирующие расчеты, особенно для материалов с $\sigma_{0,2} \geq 800$ МПа.

На основе полученных результатов подана заявка на изобретение, содержащая методику определения остаточной кривизны заготовки после ее

пружинения при холодной штамповке методом ПЛД используя универсальную коническую матрицу, а также граничные условия применения упорного стакана (Заявка на изобретение № 2015138514 от 09.09.2015 г.). Как было сказано ранее, изобретение способствует снижению трудовых затрат и повышению качества формообразования толстостенных оболочек сложной формы.

Известно, что оболочки двоякой кривизны обладают повышенной чувствительностью к наличию начальных отклонений от идеальной формы по сравнению с подкрепленными оболочками нулевой кривизны. В связи с чем следует отметить, что наличие точных аналитических решений для определения остаточного радиуса сферических оболочек и прямой зависимости от остаточного радиуса начальной погиби, а также соответствующего достоверного характера распределения остаточных напряжений и пластических деформаций по поверхности так и по толщине оболочки, является актуальной задачей при дальнейшей оценке их действительных критических нагрузок.

В главе 3 представлены результаты анализа НДС сформированных методом ПЛД элементов оболочных конструкций двоякой кривизны, при единичном нажатии с использованием конической матрицы и рядом изменения радиуса рабочей поверхности пуансона согласно выбранным для анализа технологическим особенностям деформирования осесимметричных заготовок. Также в Главе 3 приведены результаты исследования НДС полноценного лепестка нижнего яруса концевой переборки ПТС.

В рамках исследования оценка НДС в общем случае для рассмотренных материалов включала в себя:

- анализ значений максимальных пластических деформаций растяжения на внешней поверхности заготовки (со стороны матрицы);
- оценка максимальной величины утонения материала (минимальной остаточной толщины) «в полюсе» лунки.

В результате проведенных многопараметрических расчетов удалось получить универсальную безразмерную относительно радиуса и толщины сферической оболочки кривую, позволяющую, располагая известным значением относительного остаточного радиуса сферической оболочки определить значение максимальной деформации растяжения на внешней (выпуклой) поверхности заготовки. Полученная безразмерная кривая не зависит от значения предела текучести материала. Данное утверждение относится только к ряду рассмотренных высокопрочных корпусных материалов. Для определения значения максимальной пластической деформации растяжения на всем диапазоне рассмотренных относительных радиусов $R_{ост}/s = 25...140$ с минимальной ошибкой ($\leq 1\%$) относительно

фактической кривой $\varepsilon_{пл}^{max} \left(\frac{R_{ост}}{s} \right)$ предложено использовать

аппроксимирующую функцию вида (1). Наилучшее совпадение кривых получено при значениях параметров аппроксимирующей зависимости (1): $a = 0,0085$, $b = 40$ и $n = 2$.

$$\frac{\varepsilon_{\text{пл}}^{\text{max}} \frac{R_{\text{ост}}}{s}}{1 + a \left(\frac{R_{\text{ост}}}{sb} \right)^n} = 1 \quad (1)$$

В работе показано, что формообразование заготовки при $R_{\text{ост}}/s \geq 50$ можно осуществлять без промежуточного значения, лишь с возможной последующей незначительной доводкой до требуемого окончательного радиуса сферического сегмента.

Верификация полученных результатов проведена на основе экспериментальных исследований, выполненных в ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей» в рамках работы «Проведение исследований и испытаний механических свойств металла сферическо-тороидальных штамповок концевых переборок, изготавливаемых методом локального холодного деформирования». Для заготовок значения деформаций растяжения, а именно максимального зафиксированного диапазона их изменения, в рамках проведения экспериментальных исследований оценки допустимости применения локального холодного деформирования сферических лепестков концевых переборок подводных технических средств хорошо согласуются со значениями, полученными в диссертационной работе.

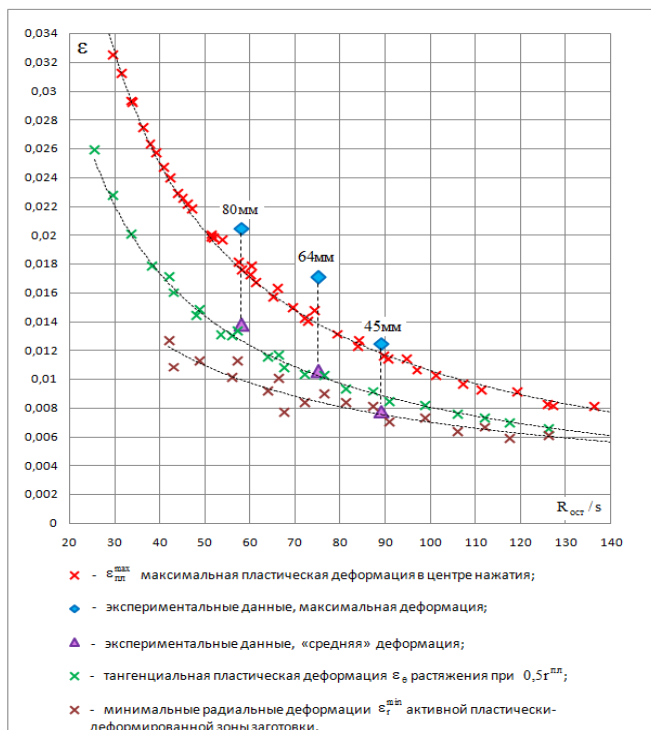


Рис. 6 – Сравнение экспериментальных значений остаточных деформаций растяжения экспериментальным методом и результаты КЭ моделирования.

Так, на Рис. 6 совмещены результаты расчетов зависимости максимальной пластической деформации в центре нажатия от относительного остаточного радиуса детали; значения тангенциальных деформаций растяжения ε_{θ} при $0,5r^{\text{пл}}$, где $r^{\text{пл}}$ – радиус активной пластически-деформированной зоны материала при выбранном радиусе рабочей поверхности пуансона; $\varepsilon_r^{\text{min}}$ – минимальные радиальные деформации активной пластически-деформированной зоны заготовки, а также значения деформаций растяжения выявленных экспериментальным путем в зависимости от исходной толщины заготовки.

Также произведена оценка величины утонения стенки заготовки в

зависимости от материала, толщины и требуемого остаточного радиуса сферической оболочки. Аналогично, кривой зависимости максимальной пластической деформации в центре нажатия от относительного остаточного радиуса детали, получена универсальная кривая определения величины утонения Δs (мм), которая также не зависит от выбранного предела текучести высокопрочной корпусной стали. Однако, амплитуды утонений, полученные в рамках эксперимента и КЭ моделирования, и в принципе для больших значениях относительного остаточного радиуса оболочки обычно незначительны, и ими при предварительных подсчетах остаточной толщины пренебрегают. Таким образом, сравнительный анализ величины утонения выполнен в большей степени для верификации математической модели.

Можно предположить, что добиться лучшего сравнения прогнозируемого распределения максимальных деформаций растяжения на внешней поверхности и утонения стенки заготовки по сравнению с опытом можно за счет: предварительной разметки зон пластического течения материала при каждом нажатии; использования оптических методов контроля формы полуфабриката; управляемого нажатия, не позволяющего излишне деформировать деталь в момент контакта заготовки с матрицей; отказа от использования прокладок на промежуточных радиусах формообразования, если таковые имеются.

В силу наиболее полного представления о работоспособности материала с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа при смене знака нагружения, оценка влияния технологической операции локального холодного деформирования на значения критических нагрузок проведена именно для указанной стали. Поэтому только для этого материала проведено более детальное исследование параметров НДС.

В процессе исследования НДС заготовок из высокопрочной стали с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа от единичного нажатия пуансона при решении осесимметричной задачи фиксировались следующие параметры:

- радиальная и тангенциальная деформации при формообразовании за один нажим;
- смещение границ упругого ядра в плоскости заготовки;
- характер распределения остаточных напряжений по поверхности и толщине заготовки.

Для указанной стали массовые расчеты проводились для заготовок с толщинами от 20 мм до 70 мм и радиуса рабочей поверхности пуансона от 1800 мм до 3400 мм.

В районе полюса, а именно в зоне максимального утонения материала наблюдается плосконапряженное состояние с $\varepsilon_r^{max} = \varepsilon_\theta^{min}$ и соответствующим равенством пары остаточных напряжений. При дальнейшем смещении по радиальной координате a_r , с началом отсчета от оси симметрии заготовки,

прослеживается уже их явное отличие. На Рис. 7 изображены кривые изменения $\varepsilon_r^{пл}$ и $\varepsilon_\theta^{пл}$ в зависимости от относительной радиальной координаты $a_{D_{II}}^r$ для $s = 50$ мм и $R_{II} = 3000$ мм, где $a_{D_{II}}^r = 2 \frac{a_r}{D_{II}}$, а D_{II} – диаметр рабочей части пуансона.

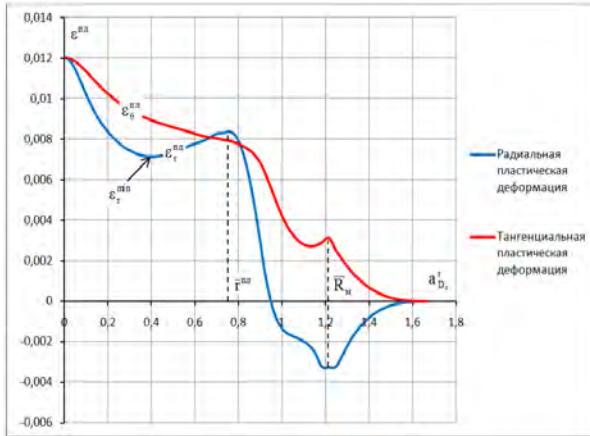


Рис. 7 – Кривые изменения $\varepsilon_r^{пл}$ и $\varepsilon_\theta^{пл}$ в зависимости от $a_{D_{II}}^r$ при $s = 50$ мм, $R_{II} = 3000$ мм; $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

пуансона.

Стоит отметить что, с увеличением относительного радиуса значение $\varepsilon_r^{мин} \rightarrow \varepsilon_\theta^{пл}$, у кривой которого нет ярко выраженного минимума пластической деформации в районе деформирования материала $a_r \leq r^{пл}$, но в таком случае остаточный радиус оболочки превышает значения интересующего диапазона. С уменьшением относительного радиуса кривая $\varepsilon_r^{пл}$ будет проходить ниже кривой $\varepsilon_\theta^{пл}$.

На Рис. 8 и Рис. 9 изображены кривые распределения $\varepsilon_r^{пл}$ и $\varepsilon_\theta^{пл}$ по высоте сечения в районе середины зоны активного пластического течения материала по радиальной координате и в «полюсе» с максимальными значениями пластических деформаций растяжения, где $\zeta = \frac{z}{s}$, z – отсчитывается от срединной поверхности оболочки.

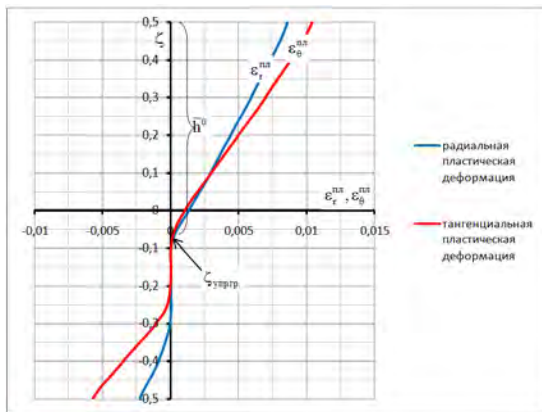


Рис. 8 – Распределение $\varepsilon_r^{пл}$ и $\varepsilon_\theta^{пл}$ по высоте сечения заготовки при $0,5r^{пл}$, $s = 50$ мм и $R_{II} = 2600$ мм; $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

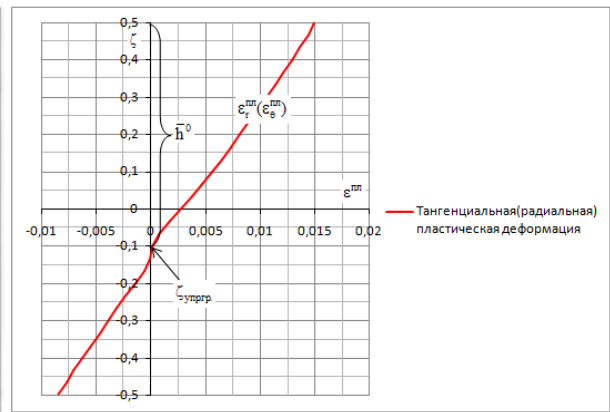


Рис. 9 – Распределение $\varepsilon_r^{пл}$ и $\varepsilon_\theta^{пл}$ по высоте сечения заготовки при $s = 50$ мм, $R_{II} = 2600$ мм; «полюс», $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

Несмотря на несовпадение характера распределения радиальных и тангенциальных пластических деформаций, за исключением полюса деформирования, величина высоты зоны с пластическими деформациями растяжения по высоте сечения заготовки – h^0 , практически не изменяется. Учитывая то, что эффект Баушингера стабилизируется при предварительных

пластических деформациях порядка 1...1,5% и все же незначительного отличия по значениям составляющих пластических деформации, в качестве кривой для оценки значений предварительной пластической деформации в зоне активного пластического деформирования материала $a_r \leq r^{пл}$ можно принять, как и кривую $\varepsilon_r^{пл}$, так и $\varepsilon_\theta^{пл}$. Однако, анализ значений пластических деформаций растяжения по $\varepsilon_\theta^{пл}$ предпочтительнее, в силу незначительной ошибки в безопасную сторону при дальнейшей оценке критических нагрузок.

Как видно из рисунков, граница упругого ядра – $\zeta_{упр.гр.}$ вне зависимости от значения деформации растяжения по поверхности заготовки в зоне активного деформирования практически не изменяется. Соответственно, в рамках последующей задачи моделирования деградации механических свойств материала, не придется принимать во внимание случаи различного смещения упругого ядра (при его наличии) в рамках единой полноценной сферической оболочки, что значительно облегчает задачу оценки действительной критической нагрузки, изготовленной методом ПЛД.

Значения остаточных напряжений сжатия в районе максимального утонения заготовки достигают порядка 0,5...0,75 от предела текучести материала, а на границе района активного деформирования материала $\sigma_\theta^{ост}$ и $\sigma_r^{ост}$ сжатия достигают 0,7...0,9 от $\sigma_{0,2}$. На Рис. 10 изображены кривые зависимостей остаточных тангенциальных и радиальных напряжений от $a_{D_n}^r$ на внешней поверхности заготовки, а на Рис. 11 при $0,5r^{пл}$ представлено распределение $\sigma_\theta^{ост}$ и $\sigma_r^{ост}$ по высоте сечения заготовки с $s = 50$ мм и $R_n = 2600$ мм.

Несмотря на высокое значение амплитуды, остаточные напряжения сжатия в районе границы $r^{пл}$ носят поверхностный характер и нивелируется последующими нажатиями. Вне зоны при $a_r > r^{пл}$ в отличие от радиальных остаточных напряжений тангенциальные остаточные напряжения растяжения меняют знак и могут достигать 0,3...0,45 от предела текучести материала.

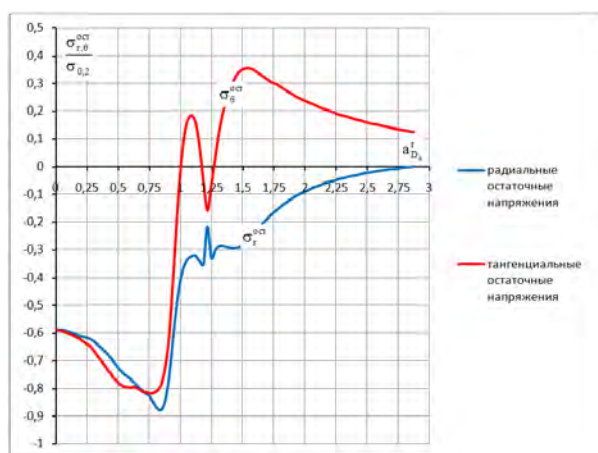


Рис.10 – Кривые изменения $\sigma_\theta^{ост}$ и $\sigma_r^{ост}$ в зависимости от $a_{D_n}^r$ при $s = 50$ мм и

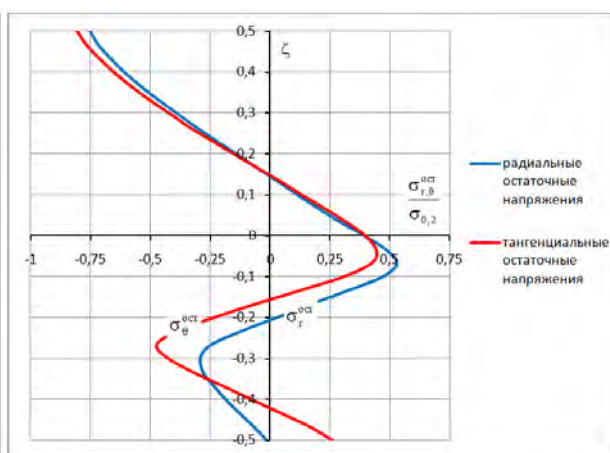


Рис.11 – Распределение $\sigma_\theta^{ост}$ и $\sigma_r^{ост}$ по высоте сечения заготовки при $0,5r^{пл}$ с

$R_{II} = 3000 \text{ мм}; \sigma_{0,2} = 650 \text{ МПа.}$

$s = 50 \text{ мм}, R_{II} = 2600 \text{ мм}; \sigma_{0,2} = 650 \text{ МПа.}$

Выполненные многопараметрические расчеты формообразования осесимметричной заготовки при единичном нажиме пуансона позволили выявить основные особенности деформирования в зоне активного течения материала и вне его пределов.

В рамках исследования при моделировании серии нажатий методом ПЛД рассмотрены листовые заготовки, используемые при изготовлении лепестков верхнего и нижнего ярусов концевых переборок ПТС. Для определения характера распределения пластических деформаций и остаточных напряжений на поверхности и по толщине сформированной оболочки с помощью программного КЭ пакета Ansys решена объемная контактная задача формообразования заготовки лепестка нижнего яруса.

После выполненного деформирования на Рис.12 изображен характер распределения интенсивности пластической деформации по Мизесу на внешней поверхности лепестка. При гибке каждое перемещение пуансона по заготовке формирует погибь аналогичную уже полученной. Плавность перехода обеспечивается за счет перекрытия уже полученной готовой лунки. Утолщения по краям лунки нивелируются при перекрое. Из Рис. 13 видно, что после удаления припуска заготовки равного $1,5...2s$, лепесток почти полностью подвергся пластическому деформированию. Видно, что величина зоны по высоте сечения заготовки для $\epsilon_r^{пл}$ и $\epsilon_\theta^{пл}$ не изменяется.

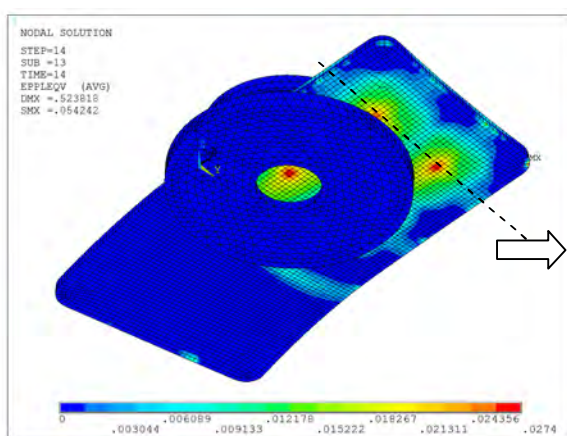


Рис. 12 – Распределение интенсивности пластической деформации по Мизесу.

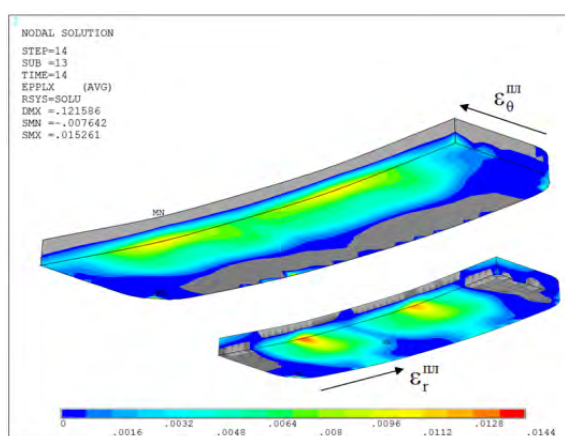


Рис. 13 – Характер изменения $\epsilon_r^{пл}$ и $\epsilon_\theta^{пл}$ на внешней поверхности лепестка и по его толщине.

На основе полученных результатов можно заключить следующее, что оценку влияния технологической операции холодного последовательного локального деформирования элементов концевых переборок прочных корпусов ПТС можно проводить, основываясь на результатах расчета задачи при единичном нажатии пуансона.

В главе 4 приведены результаты экспериментально-теоретического исследования влияния предварительного пластического деформирования на механические свойства высокопрочных корпусных сталей.

С целью получения достоверной картины влияния предварительного пластического деформирования на механические свойства высокопрочных корпусных материалов, а также вывода на основе полученных эмпирических данных единообразных аналитических формул, связывающих напряжения с деформациями при статических нагрузениях образца обратного знака при малых и значительных величинах предварительной пластической деформации выполнены испытания 5 материалов с $\sigma_{0,2}$ в диапазоне от 500 до 900 МПа.

Испытания на кратковременное одноосное статическое растяжение и сжатие образцов производись по ГОСТ 1497-84 и методике ФГУП «Крыловский государственный научный центр» ИМЯН 32-246-98 МИ. Все выполненные экспериментальные исследования произведены сотрудниками Лаборатории механических испытаний конструкционных материалов ФГУП «Крыловский государственный научный центр» непосредственно О.Г. Рыбакиной и В.И. Нигматуллиным. В значительной мере, при проведении испытаний при прямом и обратном нагружении был использован метод зондирования.

Результаты испытаний показали, что для рассмотренных высокопрочных корпусных сталей максимальное снижение предела текучести достигается при пластической деформации, равной 0,8...1,0%. При дальнейшем увеличении значения предварительной пластической деформации значение условного предела текучести материала изменяется не так значительно.

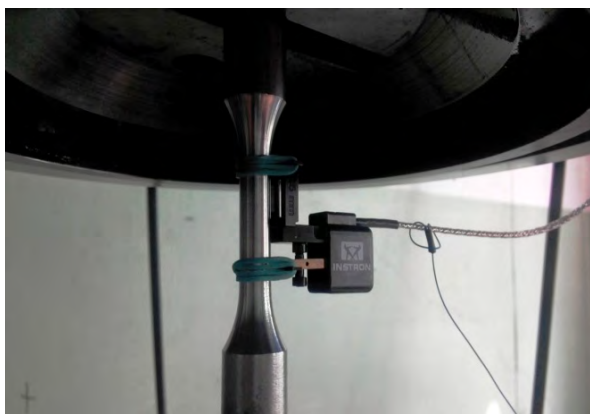


Рис.14 – Испытание образца на кратковременное одноосное статическое растяжение и сжатие.

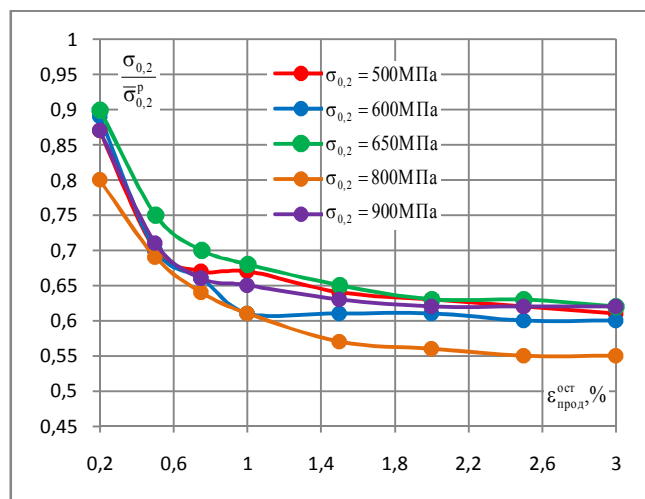


Рис.15 – $\sigma_{0,2} / \bar{\sigma}_{0,2}^p$ в зависимости от предварительной пластической деформации растяжения.

Изображенные кривые Рис. 15 свидетельствуют о том, что уменьшение условного предела текучести на сжатие $\sigma_{0,2}^c$ относительно растяжения для стали с $\sigma_{0,2} = 800$ МПа достигает практически двух раз – $\sigma_{0,2} / \bar{\sigma}_{0,2}^p \rightarrow 0,55$. Для остальных рассмотренных материалов порядка $\sigma_{0,2} / \bar{\sigma}_{0,2}^p \approx 0,62$.

На основе полученных экспериментальных данных на одноосное знакопеременное нагружение, получены поправочные коэффициенты к модифицированной диаграмме В.М. Рябова:

$$\sigma = \sigma_e + \frac{E\varepsilon - \sigma_e}{\sqrt[n]{1 + \left(\frac{E\varepsilon - \sigma_e}{\sigma_T - \sigma_e}\right)^n - \left(\frac{E\varepsilon - \sigma_e}{E\varepsilon_T - \sigma_e}\right)^n}} \quad \begin{matrix} E\varepsilon & \varepsilon \leq \frac{\sigma_e}{E} \\ E\varepsilon - \sigma_e & \frac{\sigma_e}{E} < \varepsilon < \varepsilon_T, \\ \sigma_T + E_{ks}^1(\varepsilon - \varepsilon_T) & \varepsilon \geq \varepsilon_T \end{matrix} \quad (2)$$

где

$$n = \frac{\ln\left(\frac{E}{E_{ks}^{II}}\right)}{\ln\left(\frac{E\varepsilon_T - \sigma_e}{\sigma_T - \sigma_e}\right)} - 1, \quad E_{ks}^I = 0.005 E, \quad E_{ks}^{II} = 0.05 E, \quad \varepsilon_T = 0.002 + \frac{\sigma_T}{E}, \quad \sigma_e = 0.5\sigma_T.$$

За поправочные коэффициенты в работе приняты следующие параметры: $\hat{E}_{ks}^1(\varepsilon_{прод}^{ост})$ и $\hat{\varepsilon}_{0,2}(\varepsilon_{прод}^{ост})$. Для судостроительных корпусных сталей при одноосном растяжении или сжатии ($\varepsilon_{прод}^{ост} = 0$) обычно поправочные коэффициенты принимают значения: $\hat{E}_{ks}^1 = 0,005E$, $\hat{\varepsilon}_{0,2} = 0,002$, а $\sigma_{проп} \geq 0,5\sigma_T$. В действительности, $\sigma_{проп}(\varepsilon_{прод}^{ост})$ также зависит от $\varepsilon_{прод}^{ост}$, но для уменьшения числа переменных принято, что $\sigma_{проп}(\varepsilon_{прод}^{ост}) = 0,05 = const$. Отмеченное допущение не влияет на характер кривой обратного деформирования.

Соответственно, в формуле (2) будут фигурировать следующие зависимости: $E_{ks}^I = \hat{E}_{ks}^1(\varepsilon_{прод}^{ост})E$, $\varepsilon_T = \hat{\varepsilon}_{0,2}(\varepsilon_{прод}^{ост}) + \frac{\sigma_T}{E}$, $\sigma_e = \sigma_{проп}(\varepsilon_{прод}^{ост})\sigma_T$, где $\sigma_{проп}(\varepsilon_{прод}^{ост}) = 0,05$, а σ_T – условный предел текучести на сжатие без предварительного пластического деформирования и E – модуль Юнга. Подбор показал, лучшее совпадение экспериментальной кривой и предложенной зависимости достигается при $n = 1$. В результате анализа путем вариации поправочных параметров построены кривые изменения этих параметров в зависимости от величины предварительной пластической деформации, при которых полученная на их основе аналитическая зависимость удовлетворительно описывает обратное нагружение.

Также в работе показано, что при предварительной пластической деформации менее $\varepsilon_{прод}^{ост}(n=1) = \varepsilon_{прод}^{мин} = 0,15\%$ изменение параметров $\hat{E}_{ks}^1(\varepsilon_{прод}^{ост})$ и $\hat{\varepsilon}_{0,2}(\varepsilon_{прод}^{ост})$ для описания кривой обратного нагружения недостаточно. Для корректировки кривой необходимо также варьировать показатель степени n .

В результате поправочные коэффициенты с модифицированной диаграммой полностью описывают поведение материала при смене знака нагружения в зависимости от величины предварительной пластической деформации.

В главе 5 представлены результаты оценки предельной статической прочности сферических оболочечных конструкций, изготовленных в холодном состоянии методом ПЛД.

Учесть параметры НДС при оценке действительных критических нагрузок в виде определенных закономерностей распределения пластических деформаций и остаточных напряжений после штамповки методом ПЛД планировалось за счет следующих расчетных случаев:

- расчет критической нагрузки сферической оболочки при $a_r = 0,5r^{III}$ по максимальным тангенциальным пластическим деформациям растяжения с учетом распределения остаточных напряжений – оценка «сверху»;
- определение критической нагрузки сферической оболочки, учитывая максимальные пластические деформации растяжения в «полюсе» и соответствующий характер распределения остаточных напряжений – оценка «снизу».

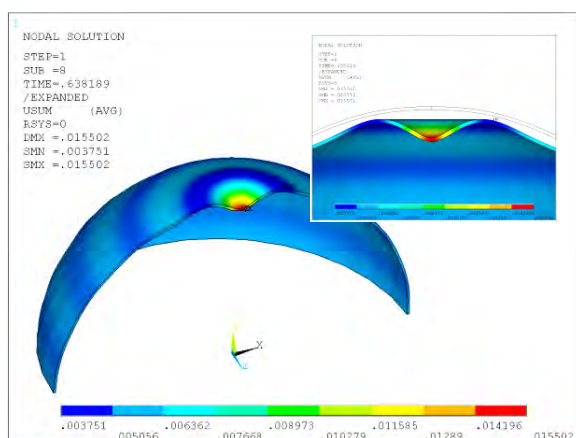


Рис.16 – Потеря несущей способности сферической оболочки с $\bar{\sigma} = 1,87$ при $\bar{f}_c = 0,2$. Суммарные перемещения. Без учета технологической наследственности.

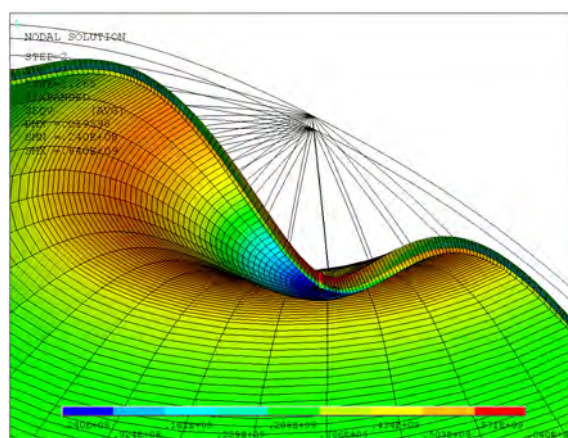


Рис.17 – Потеря несущей способности сферической оболочки с $\bar{\sigma} = 1,87$ при $\bar{f}_c = 0,2$. Интенсивность напряжений. С учетом технологической наследственности.

В рамках предварительного анализа действительных критических нагрузок каждый из расчетных случаев задавался применительно ко всей сферической оболочке, сохраняя существующую закономерность распределения параметров НДС по толщине и имитируя одно из наиболее опасных исходных состояний. Используя такой подход в силу неравномерности деформаций растяжения по поверхности сформированной заготовки, предполагалось получить пару кривых, между которыми должна была находиться фактическая действительная критическая нагрузка сферической оболочки. Но, анализируя результаты расчетов, выявлено практически совпадение полученных кривых. Видимо, идентичность кривой оценки «сверху» достигается за счет практически подобия реальных диаграмм деформирования в районе срединной поверхности оболочки обоих

расчетных случаев, а превышение значений остаточных напряжений по сравнению с районом максимального утонения материала (оценка «снизу») нивелируется незначительным, но смещением границы упругого ядра в сторону внешней поверхности оболочки, т.е. увеличение зоны по высоте сечения оболочки, где при воздействии внешней нагрузки эффект Баушингера не проявляется. Также стоит отметить, что при введении в расчет по определению действительной критической нагрузки эпюры остаточных напряжений применительно ко всей модели, как для оценки «сверху» и «снизу», происходит их перераспределение к равновесному состоянию, т.к. в исходном состоянии являются неуравновешенными. В окончательном виде уравновешенные эпюры практически идентичны.

В силу сказанного, оценка действительных критических нагрузок сферических оболочек с учетом предварительного пластического деформирования и остаточных напряжений, используя метод КЭ моделирования, проведена для расчетного случая оценки «снизу».

Для высокопрочной корпусной стали с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа рассмотрен ряд сферических оболочек с определенным характером изменения механических свойств материала, согласно расчетному случаю оценки «снизу», основываясь на допущении, что свойства материала по толщине оболочки распределены по слоям.

Зоне растяжения материала по высоте сечения заготовки после процесса локального холодного деформирования уделено особое внимание. Участок моделируется 8 слоями, для того чтобы добиться достаточно плавного изменения механических свойств материала по высоте сечения оболочки. На каждом слое, зная величину предварительной пластической деформации растяжения, программно в автоматическом порядке определяются поправочные коэффициенты к модифицированной диаграмме В.М. Рябова, полученные в Главе 4. Поправочные коэффициенты с модифицированной диаграммой полностью описывают поведение материала при смене знака нагружения в зависимости от величины предварительной пластической деформации растяжением.

Как и зона упругого ядра, в случае ее наличия, так и зона с остаточными пластическими деформациями сжатия по высоте сечения моделируется единичным слоем. Выбор оптимального количества слоев при описании изменения свойств материала и остаточных напряжений по толщине и последующей оценке несущей способности исследуемых конструкций подтверждено проверочными расчетами. На Рис. 18 представлена осесимметричная многослойная КЭ модель сферической оболочки без начальной погиби, а на Рис. 19 сферическая оболочка с распределением остаточных технологических напряжений.

Верификация математической модели без учета технологической наследственности проводилась по результатам расчета действительной критической нагрузки сферической оболочки в соответствии с предложенной

уточненной зависимостью определения несущей способности В.Р. Ибнотминова, основанной на приближении поправочных коэффициентов к коэффициентам, полученных Ю.П. Шишаловым.

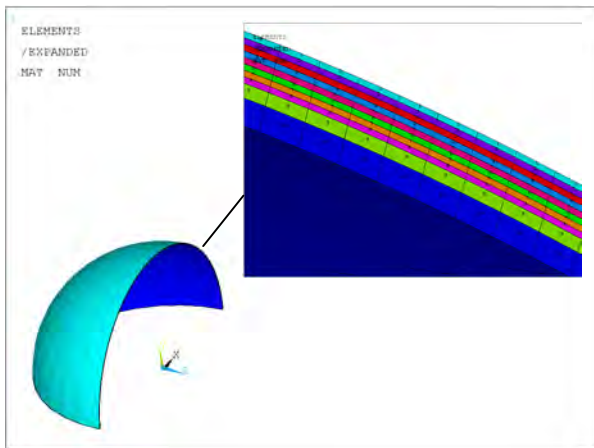


Рис. 18 – Многослойная КЭ модель сферической оболочки без начальной погиби обшивки.

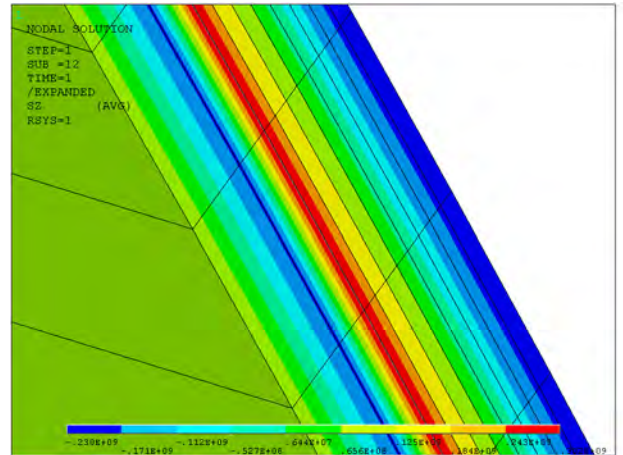


Рис. 19 – Характер распределения остаточных напряжений по толщине модели сферической оболочки.

Из-за того, что эпюра остаточных напряжений в каждом из сечений по толщине сформированной заготовки методом ПЛД не уравновешена, в момент введения эпюры в расчетную математическую модель происходит ее перераспределение. Несмотря на некоторое различие абсолютных значений до и после перераспределения в контрольных точках по толщине оболочки, а именно внешней и внутренней фибр и границ упругого ядра при его наличии, характер эпюры сохраняется.

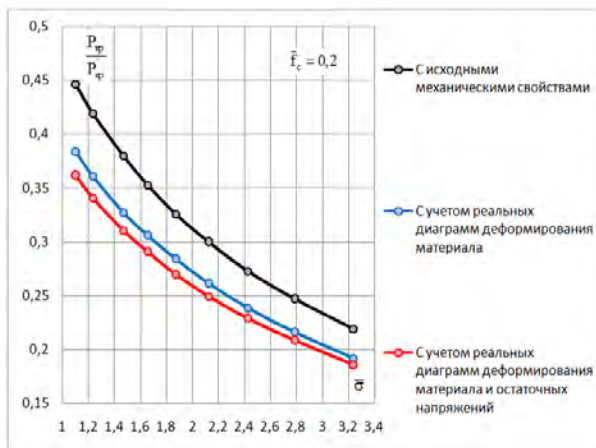


Рис. 20 – Кривые отношения $P_{кр}/P'_{кр}$ в зависимости от $\bar{\sigma}$ и подхода к учету НДС после формообразования сферической оболочки при $\bar{f}_c = 0,2$; $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

С учетом выше отмеченных допущений на Рис. 20 приведены результаты многопараметрических расчетов ряда сферических оболочек толщиной $s = 40$ мм без учета напряженно-деформированного состояния, с учетом изменения механических свойств материала после холодного пластического деформирования методом ПЛД, а также с учетом изменения механических свойств и остаточных напряжений при относительной амплитуде начальной погиби $\bar{f}_c = 0,2$.

Полученные кривые отношения действительных критических нагрузок, отнесенных к теоретическому критическому давлению, представлены в безразмерном виде в зависимости от параметра напряженности сферической оболочки. Как видно из Рис. 20, наиболее значимый вклад в снижение

действительной нагрузки вносит учет изменения механических свойств материала после предварительного холодного пластического деформирования растяжением.

В процессе исследования выявлено, что в некоторых случаях при соответствующих амплитудах начальной погиби учетом влияния остаточных напряжений на действительную критическую нагрузку можно пренебречь, и следует полагаться только на расчет с учетом изменения механических свойств материала.

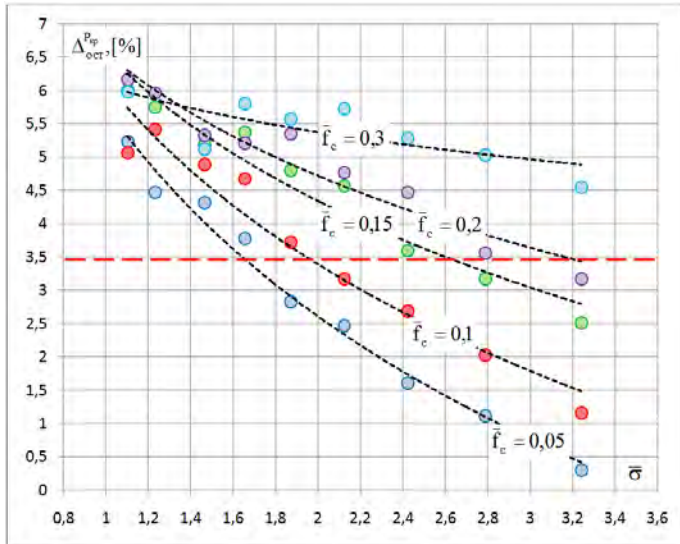


Рис. 21 – Зависимость $\Delta_{ост}^{кр}$ (%) от $\bar{\sigma}$ и относительной амплитуды начальной погиби \bar{f}_c , для $s = 40$ мм; $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

Дополнительное снижение действительного критического давления относительно критической нагрузки с учетом реальных свойств материала за счет учета остаточных напряжений достигает максимального значения 6,2% в случае малых значений напряженности сферических оболочек при больших амплитудах начальной погиби.

Принимая во внимание, что фактический диапазон по параметру напряженности сферических оболочечных конструкций находится в пределах $\bar{\sigma} = 1,6...3,0$, и если выбрать за ограничение ошибку определения действительной критической нагрузки в опасную сторону порядка 3,5%, тогда остаточными напряжениями при относительной амплитуде начальной погиби $\bar{f}_c = 0,05$ (при $\bar{\sigma} \geq 1,6$); $\bar{f}_c = 0,1$ (при $\bar{\sigma} \geq 1,93$); $\bar{f}_c = 0,15$ (при $\bar{\sigma} \geq 2,6$) сферической оболочки в рамках расчета несущей способности можно пренебречь. Соответственно, при $\bar{\sigma} \leq 1,6$ и $\bar{f}_c \geq 0,05$, а также $\bar{f}_c = 0,1$ (при $\bar{\sigma} < 1,93$); $\bar{f}_c = 0,15$ (при $\bar{\sigma} < 2,6$) и при $\bar{f}_c \geq 0,2$ на всем диапазоне изменения $\bar{\sigma}$, поправка достигает значений выше 3,5%, что нельзя не учитывать при определении действительной критической нагрузки сферической оболочки.

Также необходимо отметить, что для слабонапряженных оболочек необходимы расчеты действительной критической нагрузки с изолированной вмятиной обшивки, тем самым определяя фактическую действительную критическую нагрузку. Но, можно предположить, что поправка, учитывающая остаточные напряжения для слабонапряженных оболочек останется неизменной, такой, какая получена в настоящей работе.

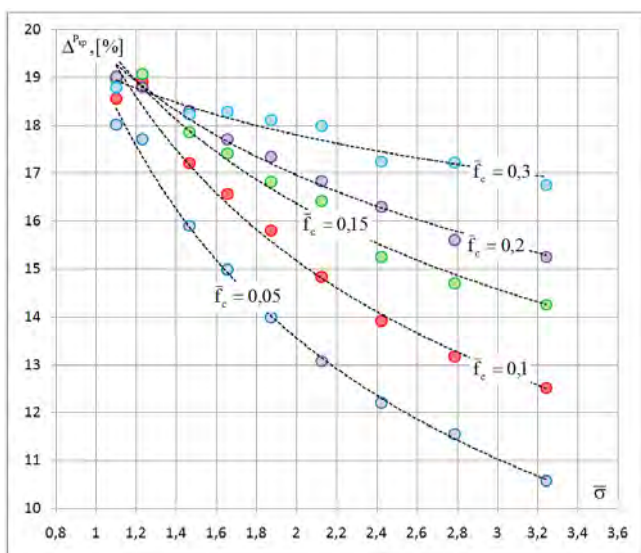


Рис. 22 – Зависимость Δ^{P_ϕ} , [%] от $\bar{\sigma}$ и относительной амплитуды начальной погиби \bar{f}_c при $s = 40$ мм; $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

Как видно из представленного Рис. 22 снижение действительной критической нагрузки при учете параметров напряженно-деформированного состояния оболочки после локального холодного пластического деформирования может достигать порядка $\approx 19\%$ при низких параметрах напряженности и при высоких значениях $\bar{\sigma}$ – минимально возможных $\approx 10,5\%$.

В результате на основании многопараметрических расчетов построены кривые относительного действительного критического давления в зависимости от уровня

напряженности оболочки и относительной амплитуды начальной погиби, задаваемой по форме упругой потери устойчивости. На Рис. 23 представлены совмещенные кривые изменения поправочного коэффициента η_c , принятого при корректировке Правил «Российского морского регистра судоходства» в 2008 г., а также кривые изменения коэффициента $\eta_1^{\text{инт}} = \frac{P_{\text{кр}}^{\text{инт}}}{P_{\text{кр}}}$, полученного в

рамках настоящего исследования. Кривые представлены в зависимости от напряженности сферической оболочки и относительной амплитуды начальной погиби. Дополнительно, на Рис. 24 изображены кривые отношения поправочных коэффициентов в соответствии с рис. 23, где $\eta_{\text{ис}} = \left(\frac{\eta_1^{\text{инт}}}{\eta_c} - 1\right)100\%$.

Таким образом, в соответствии с Рис. 24 реализованный в предложениях 2008 г. по корректировке «Правил Регистра...» приближенный подход к учету остаточных напряжений после технологических операций холодного формообразования, основанный на использовании аппроксимирующей функции вида $\frac{1}{\sqrt{1+\bar{\sigma}^2}}$ в особенности влияющий на

действительную критическую нагрузку для слабонапряженных сферических оболочек, не полностью учитывает влияние технологической наследственности и сопровождается возможной ошибкой при $\bar{f}_c \rightarrow 0,1$ и $\bar{\sigma} \geq 1,65$ в опасную сторону порядка $12,5\%$. Поэтому, учитывая, что фактическая относительная амплитуда начальной погиби обычно не превышает значения $0,2$, для экспресс оценки влияния холодного пластического деформирования на действительную критическую нагрузку можно предложить использовать дополнительный поправочный

коэффициент к $P_{кр} = \eta_c \eta_{хд} P'_{кр}$, где $\eta_c = \frac{\eta_{1c}}{\sqrt{1 + [(1 + \bar{f}_c) \eta_{1c} \bar{\sigma}]^2}}$, редакции «Правил...»

2008 г. $\eta_{хд} = 0,9$ при $\bar{\sigma} \leq 1,5$ и $\eta_{хд} = 0,875$ при $\bar{\sigma} > 1,5$. Для более точного определения разрушающей нагрузки сферической оболочки с учетом технологической наследственности необходимо использовать серию ниже представленных кривых (см. Рис. 23).

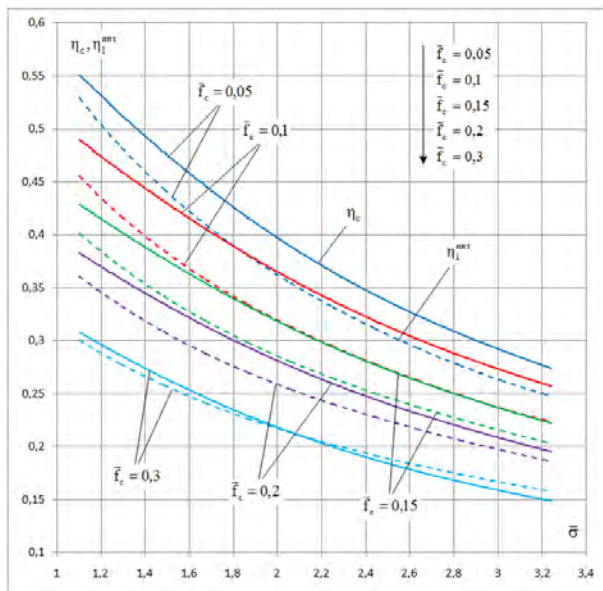


Рис. 23 – Кривые изменения η_c и $\eta_1^{инт}$ в зависимости от напряженности сферической оболочки и относительной амплитуды начальной погиби; $s = 40$ мм, $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

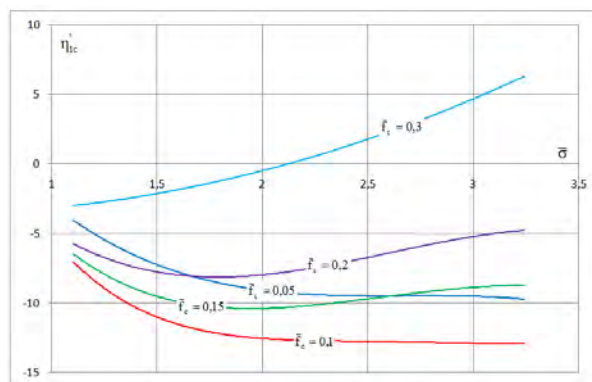


Рис. 24 – Зависимость η'_{1c} от напряженности и относительной амплитуды начальной погиби; $s = 40$ мм, $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

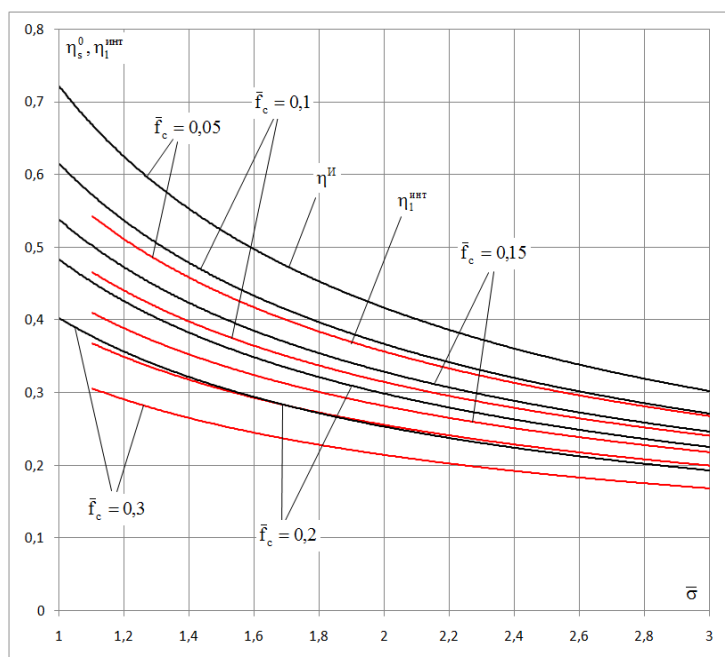


Рис. 25 – Кривые изменения $\eta^И$ и $\eta_1^{инт}$ в зависимости от напряженности и относительной амплитуды начальной погиби.

Дополнительно на рис. 25 совмещены кривые изменения коэффициента $\eta^И = \eta_s^0 \eta_0$, полученных В.Р. Ибнояминовым на основе результатов расчета сферической оболочки с исходными свойствами материала (штамповка с термообработкой), и поправочного коэффициента $\eta_1^{инт}$, учитывающего влияние холодного пластического формообразования.

Важно отметить, что представленные кривые (см. Рис. 25), необходимые для

определения поправочного коэффициента $\eta_i^{\text{ИИТ}}$, который учитывает при определении действительной критической нагрузки технологическую наследственность после операций холодного пластического деформирования, можно использовать также для всех рассмотренных в настоящей работе высокопрочных корпусных материалов (кроме стали с $\sigma_{0,2} = 800$ МПа) в связи с практически совпадением относительных кривых изменения $\sigma_{\text{упр}} / \bar{\sigma}_{\text{упр}}^p$ и $\sigma_{0,2} / \bar{\sigma}_{0,2}^p$ в зависимости от значения предварительной пластической деформации.

Интересен тот факт, что сравнивая рекомендации к учету холодного формообразования «Правил...» Germanischer Lloyd (GL) – 2008 и результаты, полученные в настоящей работе, поправочные коэффициенты по минимально возможному значению снижения действительной критической нагрузки сферической оболочки практически совпадают: 9,5% против 10,5%. Максимальное значение поправочного коэффициента, учитывающего технологическую наследственность холодного формообразования в настоящей работе достигает значения 19%, когда в случае GL порядка – 13%. Стоит отметить, что в представленной работе в отличие от «Правил...» Germanischer Lloyd применены более точные методы расчета и выполнен комплексный анализ вариации амплитуды начальной погиби, что фактически определяет возможность использования полученных результатов при аттестации сферических оболочечных конструкций прочных корпусов ПТС, изготовленных методом холодного пластического последовательного локального деформирования.

В главе 6 представлены результаты оценки предельной статической прочности подкрепленных цилиндрических оболочечных конструкций с учетом технологической наследственности.

Подкрепленные цилиндрические оболочки составляют большую часть прочных корпусов подводных технических средств, поэтому вопросы расчетов их прочности и критических нагрузок исследовались давно и всесторонне. Несмотря на многообразие работ, посвященных оценке предельной статической прочности, на этом фоне слабо проработанным остается вопрос, связанный с влиянием технологических операций корпусообрабатывающего производства на несущую способность подкрепленных цилиндрических оболочек.

В рамках исследования оценка компонентов НДС сформированных методами гибки в вальцах деталей нулевой кривизны прочных корпусов ПТС осуществлялась на основе аналитического решения задачи упругопластического загиба листа на заданную остаточную кривизну. Например, остаточные технологические напряжения и пластические деформации для рассмотренного варианта листовой заготовки после технологической операции гибки в вальцах представлены на Рис. 26 и Рис. 27 соответственно.

В соответствии с поставленной задачей рассмотрен достаточно широкий диапазон типоразмеров цилиндрических оболочек, подкрепленных ребрами жесткости, что позволяет охватить типичные для подводного судостроения оболочечные конструкции.

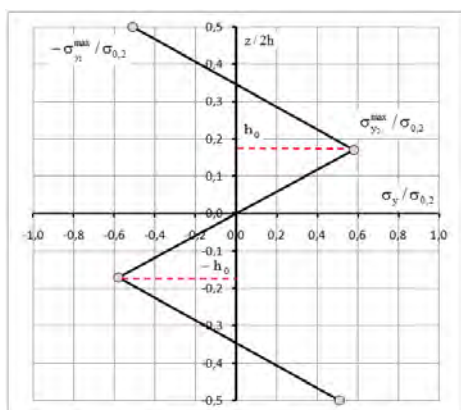


Рис. 26 – Эпюры относительных остаточных кольцевых напряжений $\sigma_y / \sigma_{0,2}$, $R / 2h = 120$; материал с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

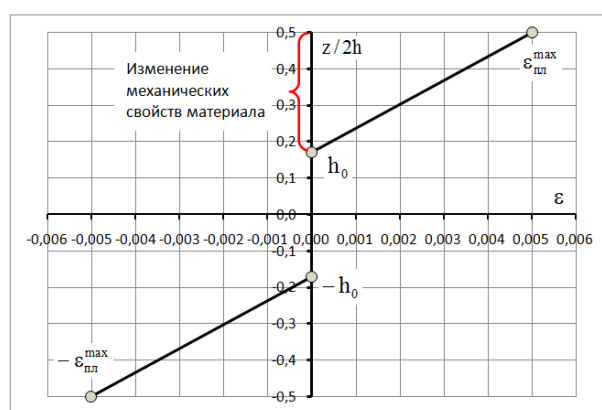


Рис. 27 – Распределение пластических деформаций, $R / 2h = 120$; материал с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

При значениях безразмерного параметра $u > 1,0 \dots 1,1$, если жесткость ребер жесткости обеспечивает несущую способность оболочки «в целом», но в тоже время, не настолько велика, чтобы вызвать сильный изгиб оболочки на ребрах и потерю несущей способности по осесимметричной форме, реализуется форма потери несущей способности оболочки с образованием большого числа волн в окружном направлении в пределах шпации при сохраняющих круговую форму шпангоутах, либо с незначительным их вовлечением в процесс выпучивания.

Для построения конечно-элементной сетки используется метод «прямой генерации» узлов, без предварительного построения геометрических примитивов.

Аналогично сферическим оболочкам, оценка амплитуд и формы дефектов геометрии листовой заготовки после технологической операции холодного пластического деформирования произведена в общем случае, когда начальные несовершенства геометрии прочного корпуса проявляются уже после комплекса технологических операций гибки, сборки и сварки.

В отличие от КЭ модели сферической оболочки, где для фактического учета характера распределения параметров НДС после технологического процесса холодного ПЛД необходимо использовать 8 слоев для зоны по высоте сечения оболочки, подверженной предварительному пластическому растяжению и в некоторых случаях нелинейного распределения остаточных напряжений, для цилиндрических оболочек достаточно использовать 3 слоя для учета изменения механических свойств материала и по единичному слою для упругого ядра и зоны предварительного пластического сжатия. На Рис. 28 представлена многослойная КЭ модель подкрепленной цилиндрической оболочки для расчета предельной статической прочности местной потери несущей способности с многоволновой начальной погибью.

В ходе исследования выявлено, что наличие остаточных технологических напряжений фактически не сказывается на снижении действительных критических нагрузок подкрепленных цилиндрических оболочек (см. Рис. 29). В связи с чем, расчет предельной статической прочности можно проводить, основываясь только на учете деградации механических свойств материала после технологической операции упругопластической гибки листовой заготовки.

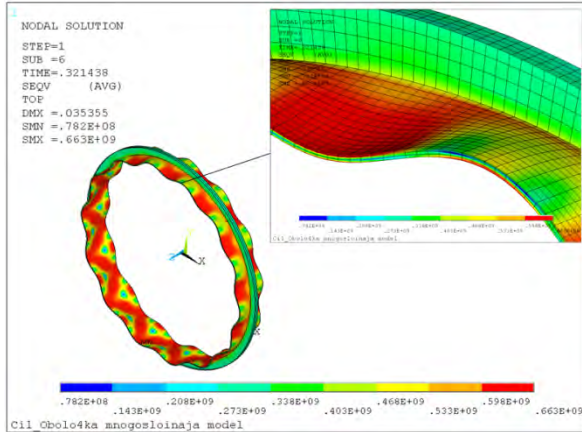


Рис. 28 – Многослойная КЭ модель подкрепленной цилиндрической оболочки. Вариант с $u = 2$, $\beta = 4$ и $R/2h = 120$, потеря несущей способности, интенсивность напряжений; материал с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

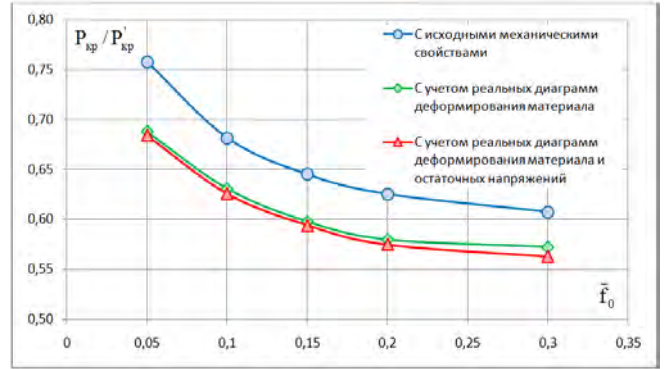


Рис. 29 – Кривые отношения $P_{кр}/P'_{кр}$ в зависимости от \bar{f}_0 и подхода к учету НДС после гибки листовой заготовки. Вариант №12 ($u = 2$, $\beta = 4$ и $R/2h = 120$.); материал с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

Дополнительно, на Рис. 30 и 31 представлены кривые относительной действительной нагрузки без учета технологической наследственности и с ее учетом для параметра u в диапазоне от 1 до 2 при $\beta = 2$ в зависимости от относительной амплитуды начальной многоволновой погиби и относительного остаточного радиуса 120 и 80 соответственно.

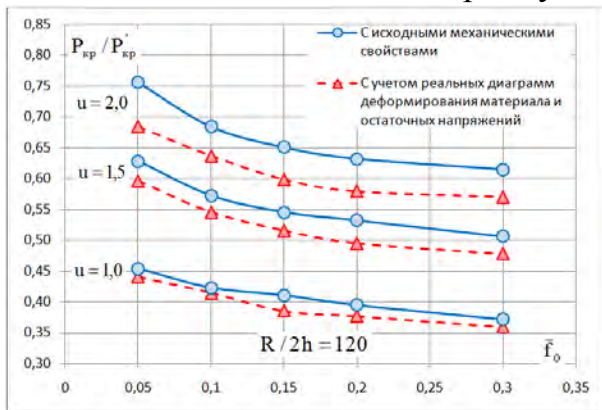


Рис. 30 – Кривые отношения $P_{кр}/P'_{кр}$ в зависимости от u и относительной амплитуды погиби при $\beta = 2$ и $R/2h = 120$; материал с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

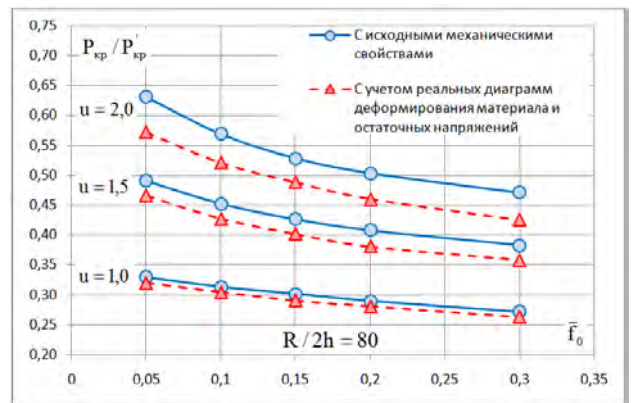


Рис. 31 – Кривые отношения $P_{кр}/P'_{кр}$ в зависимости от u и относительной амплитуды погиби при $\beta = 2$ и $R/2h = 80$; материал с $\sigma_{0,2} = 650$ МПа.

Проведенные многопараметрические расчеты делают возможным построение обобщенных кривых для определения местной несущей способности в рассматриваемом диапазоне конструктивных параметров цилиндрических оболочек в зависимости от подхода к учету НДС после гибки листовой заготовки.

В этом случае действительная критическая нагрузка $P_{кр}$ обшивки цилиндрической оболочки определяется по формуле:

$$P_{кр} = \eta_2^{инт} \cdot P'_{кр} \quad (3)$$

Коэффициент $\eta_2^{инт}$ является функцией коэффициента $\bar{\sigma} = K_2^0 \frac{P'_{кр} R}{2\sigma_{0,2} h}$, характеризующего напряженность цилиндрической оболочки при бифуркации, и величины относительной амплитуды начальной погиби \bar{f}_0 . График изменения $\eta_2^{инт}$ с результатами многопараметрического расчета для случая многоволновой начальной погиби в зависимости от ее значения относительной амплитуды представлен на Рис. 32. На Рис. 33 изображены кривые изменения $\eta_2^{инт}$ аналогично кривым рисунка 32, но без нанесения точек – результатов многопараметрического расчета.

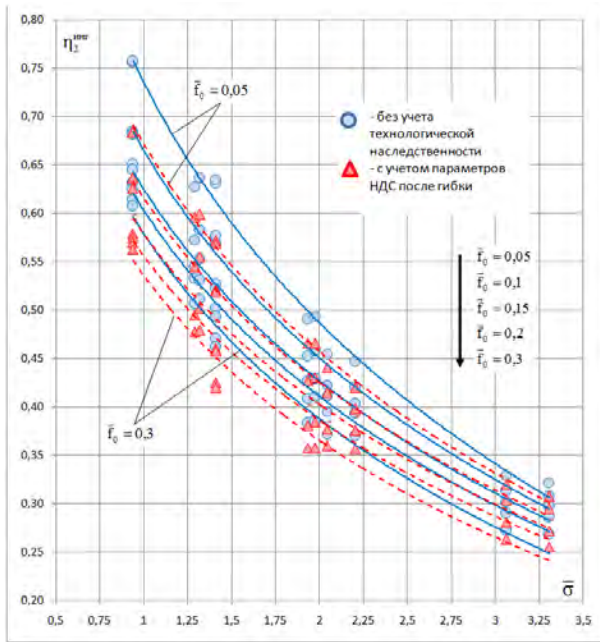


Рис. 32 – Обобщенные кривые $\eta_2^{инт}$ в зависимости от подхода к учету технологической наследственности, $\bar{\sigma}$ и \bar{f}_0

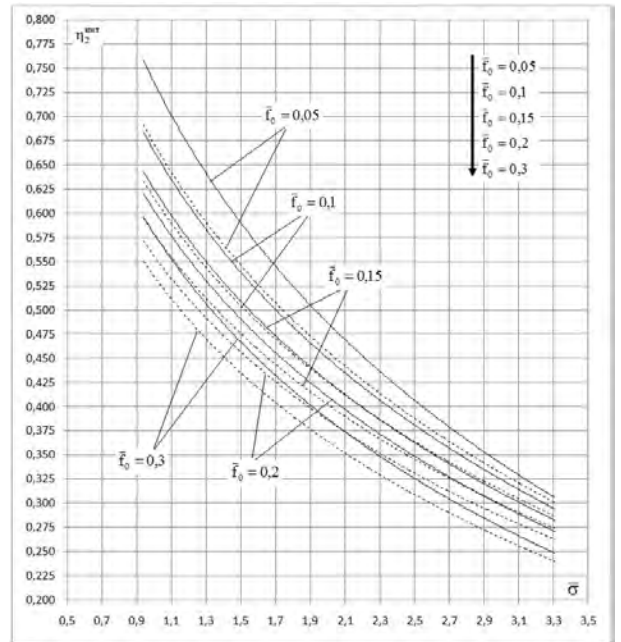


Рис. 33 – Обобщенные кривые $\eta_2^{инт}$ в зависимости от подхода к учету технологической наследственности, $\bar{\sigma}$ и \bar{f}_0

Как видно из представленных рисунков 32 и 33 влияние учета параметров НДС после технологического процесса гибки не зависит от значения относительной амплитуды начальной многоволновой погиби, в отличие от полученных результатов в рамках расчета несущей способности сферических оболочек с начальными отклонениями после ПЛД. Определяющим является, по сути, напряженность подкрепленной цилиндрической оболочки, так для слабонапряженных оболочек в

анализируемом диапазоне конструктивных параметров максимальная поправка к действительной критической нагрузке, полученной без учета холодной гибки, при $\bar{\sigma} = 0,94$ (при $u = 2,0$, $\beta = 4$, $R/2h = 120$, $\sigma_{0,2} = 650$ МПа) составила 11,8 %, когда для сильнонапряженных оболочек при $\bar{\sigma} = 3,3$ (при $u = 1,0$, $\beta = 2$, $R/2h = 80$, $\sigma_{0,2} = 650$ МПа) минимальная всего 3,1 %.

Таким образом, выполненный анализ чувствительности подкрепленных цилиндрических оболочек к наличию при их расчете предельной статической прочности остаточных технологических напряжений и изменения механических свойств материала, показал, что при $\bar{\sigma} \geq 2,0$, влиянием холодной гибки на несущую способность можно пренебречь. При $\bar{\sigma} < 2,0$ расчет действительной критической нагрузки следует проводить с учетом технологической наследственности, иначе ошибка в опасную сторону может достигать 5% и более.

Стоит отметить, что проведение дополнительных расчетов несущей способности подкрепленных цилиндрических оболочек с осесимметричной начальной погибью или суперпозиции с многоволновой формой не имеет особого смысла из-за незначительного влияния технологической наследственности при малых параметрах u , при которых возможна осесимметричная форма потери несущей способности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе получены следующие результаты:

1. Выявлены основные закономерности изменения остаточной кривизны (или параметра пружинения) заготовок, изготовленных холодной штамповкой методом ПЛД, в зависимости от толщины листовой заготовки и предела текучести высокопрочного корпусного материала, т.е. впервые для производства решена прикладная задача, обеспечивающая точное изготовление элементов сферических конструкций при холодном формообразовании, что позволит обеспечить высокое качество конечных переборок ПТС, а также исключить изготовление дополнительной дорогостоящей оснастки или использование в процессе холодного формообразования прокладок.

Новизна разработок подтверждена заявкой на изобретение № 2015138514 от 09.09.2015 г.

2. Исследован характер напряженно-деформированного состояния сформированных лепестков конечных переборок ПТС методом ПЛД с применением специальной оснастки. Получены универсальные безразмерные кривые, позволяющие, располагая известным значением относительного остаточного радиуса сферической оболочки, определить значение максимальной деформации растяжения на внешней (выпуклой) поверхности заготовки и значение максимального утонения заготовки. Полученные результаты теоретических исследований хорошо согласуются со значениями,

полученными в рамках экспериментальных исследований, выполненных в ФГУП «ЦНИИ КМ «Прометей».

3. Получены на основе результатов экспериментальных исследований, выполненных в ФГУП «Крыловский государственный научный центр», поправочные коэффициенты к нашедшей широкое применение при расчетах несущей способности прочных корпусов ПТС модифицированной диаграмме деформирования металлических материалов, позволяющие полностью описать поведение материала при смене знака нагружения в зависимости от величины предварительной пластической деформации.

4. Впервые разработана методика оценки предельной статической прочности сферических оболочечных конструкций, изготовленных методом ПЛД в холодном состоянии, учитывая технологическую наследственность, выраженную в виде деградации механических свойств корпусного материала и полей остаточных технологических напряжений.

Установлено, что влияние учета технологической наследственности может достигать $\approx 19\%$ при низких параметрах напряженности и достаточно больших амплитудах начальной погиби, и составляет не менее $\approx 10,5\%$ при высоких значениях напряженности оболочек и малых значениях амплитуды начальной погиби.

5. Предложены поправочные коэффициенты к действительной критической нагрузке при экспресс оценке влияния технологии холодного формообразования при использовании зависимостей «Правил Регистра...».

6. Выявлено, что для подкрепленных цилиндрических оболочек с $\bar{\sigma} \geq 2$, влиянием холодной гибки в вальцах на их несущую способность можно пренебречь. При $\bar{\sigma} < 2$ расчет действительной критической нагрузки следует проводить с учетом технологической наследственности, иначе ошибка в опасную сторону может достигать более 5%.

7. Впервые получены на основе многопараметрических расчетов обобщенные кривые, позволяющие оценить с учетом технологической наследственности значения действительных критических нагрузок сферических и подкрепленных цилиндрических оболочек в зависимости от амплитуды и вида начальной погиби, что фактически определяет возможность их использования, как при проектировании, так и при аттестации оболочечных конструкций прочных корпусов ПТС, изготовленных в холодном состоянии.

СПИСОК ПУБЛИКАЦИЙ ПО ТЕМЕ ДИССЕРТАЦИИ

В изданиях, рекомендованных перечнем ВАК РФ:

1. Колесник А.М., Фрумен А.И «Исследование напряженно - деформированного состояния и чувствительности к начальным несовершенствам концевых переборок корпуса подводного аппарата» //Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, № 53, 2010 г.

2. Колесник А.М. «Исследование влияния одиночных вмятин обшивки на цилиндрической оболочке, подкрепленной шпангоутом». Журнал «Морские интеллектуальные технологии» № 1 (15), 2012 г.

3. Шитов А.И., Колесник А.М. «Пределные эпюры напряжений при образовании пластических шарниров в цилиндрических оболочках подводной техники» //Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, Том: 6 № 71, 2012 г.

4. Колесник А.М. «К оценке влияния холодного пластического деформирования на значения критических нагрузок оболочечных конструкций подводной морской техники» //Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, № 75 (359), 2013 г.

5. Колесник А.М., Рябенький Л.М. «Моделирование технологического процесса локального холодного пластического деформирования заготовок оболочечных конструкций двоякой кривизны» //Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова № 83 (367), 2014 г.

6. Колесник А.М., Рябенький Л.М. «Моделирование технологического процесса стыковки блоков прочных корпусов подводных технических средств и определение допустимых амплитуд несовпадения их срединных поверхностей». Журнал «Судостроение» №1, 2014 г.

7. Колесник А.М., Рябенький Л.М. «Анализ напряженно-деформированного состояния оболочечных конструкций двоякой кривизны, изготовленных методом холодного локального пластического деформирования». Журнал «Судостроение» №3, 2015 г.

В других изданиях:

8. Колесник А.М. «Влияние технологических процессов на прочность и устойчивость прочных корпусов подводной техники и трубопроводов». //Труды конференции по строительной механике корабля, посвященной памяти академика Ю.А. Шиманского, 2011 г.

9. Шитов А.И., Колесник А.М. «Новые подходы к проблеме аналитической оценки несущей способности цилиндрических оболочек с дефектами формы между кольцевыми шпангоутами» //Труды Шестой международной конференции «Военно-морской флот и судостроение в современных условиях» NSN'2011 - СПб, 2011 г.

10. Колесник А.М. «Анализ влияния холодного пластического деформирования на значения критических нагрузок оболочечных конструкций прочных корпусов подводных технических средств». //Труды научно-технической конференции по строительной механике корабля, посвященная памяти профессора П.Ф. Папковича, 2012 г.

11. Колесник А.М. «Расчетная оценка несущей способности оболочечных конструкций с несовершенствами формы и изменением механических свойств материала по толщине». //Труды научно-технической конференции по строительной механике корабля, посвященная памяти профессора П.Ф. Папковича, 2012 г.

12. Колесник А.М., Рябенький Л.М. «Моделирование технологического процесса стыковки блоков прочных корпусов подводных технических средств и определение допустимых амплитуд несовпадения их срединных поверхностей». Труды XXV международной конференции «Математическое моделирование в механике деформируемых сред и конструкций. Методы граничных и конечных элементов». СПб, 2013 г.

13. Колесник А.М. «Оценка влияния технологической операции холодного пластического деформирования и проведение последующих гидравлических испытаний на значения действительных критических нагрузок оболочек нулевой кривизны» //Труды научно-технической конференции по строительной механике корабля, посвященной памяти академика Ю.А. Шиманского, 2013 г.

Колесник А.М. и др. – Заявка на изобретение № 2015138514 от 09.09.2015 г.