

ИНЖИНИРИНГОВАЯ КОМПАНИЯ «ТЕСИС»

**Труды
Международного форума
ИНЖЕНЕРНЫЕ СИСТЕМЫ–2017**

11–12 апреля 2017 г.



МОСКВА – 2017

Тексты печатаются в авторской редакции

Инженерные системы–2017: Труды Международного форума:
И62 Москва, 11–12 апреля 2017 г. / Инжиниринговая компания
«ТЕСИС». –, 2017. – 221 с.

Данный сборник включает в себя доклады участников Международного форума «Инженерные системы–2017», сгруппированные по тематикам, состоявшихся в рамках форума ежегодных конференций пользователей программных продуктов: FlowVision, SIMULIA Abaqus и DEFORM. Вы сможете ознакомиться с докладами, посвященными решению различных задач в таких областях, как прочность и долговечность конструкции, аэро-, газо- и гидродинамика, промышленная безопасность, оптимизация, взаимодействие жидкости и конструкции, обработка металлов давлением. В докладах отражен современный уровень использования программных продуктов в инженерной практике.

Труды Международного форума «Инженерные системы–2017» будут интересны инженерам, занимающимся аналогичными задачами, а также аспирантам, студентам и преподавателям высших учебных заведений технического профиля.

Содержание

Конференция пользователей FlowVision

Бевза Д.И., Шураев О.П.

Моделирование в пакете FlowVision движения газа и теплообмена в компактном котле-утилизаторе: постановка задачи и некоторые результаты.....7

Горшенев Е.А.

Исследование силового нагружения на элементы конструкций стендового оборудования от действия высокоскоростного газового потока в программном комплексе FlowVision.....16

Жестков М.Н., Сазонова М.Л., Шмелев В.В., Валеев Д.Х., Ильясов Ф.Г., Русаков В.В.

Численное моделирование гидродинамических процессов в картере ведущего моста автомобиля семейства «КАМАЗ».....26

Дружнов А.М., Осипов С.Л., Рогожкин С.А., Саляев А.В., Усынина С.Г., Жестков М.Н., Похилко В.И.

Применение кода FlowVision при анализе эффективности системы контроля герметичности оболочек ТВЭЛ быстрого натриевого реактора.....43

Балуев Д.Е., Никаноров О.Л., Рогожкин С.А., Шепелев С.Ф., Аксенов А.А., Жестков М.Н., Сазонова М.Л.

Исследование гидродинамики обратного клапана на моделях и сравнение с результатами расчётов по CFD - кодам.....51

Акимов В.С., Юценко А.А., Силаев Д.П., Симонов А.С., Семенов А.С.

Исследование показателей производительности и масштабируемости программного комплекса FlowVision на кластере с интерконнектом Ангара.....62

Аксенов А.А., Жлуктов С.В., Калашиников С.В., Митин А.Л.

К вопросу применения модели турбулентности k-ε FlowVision для исследования обтекания профиля крыла при малых числах Рейнольдса.....81

Маркова Т.В.

Моделирование теплообмена в макроэлектронном устройстве.....89

Печенюк А.В.

Численное моделирование работы гребного винта в составе судовой винто-рулевой колонки.....98

Фирсов А.А., Моралев И.А., Исаенков Ю.И., Леонов С.Б., Судаков В.Г.

<u>Подавление баффета при трансзвуковом обтекании крыла с помощью искрового разряда</u>	109
---	-----

Конференция пользователей SIMULIA Abaqus

<i>Трусов К.А., Конаев О.В., Нуштаев Д.В.</i> <u>Моделирование режимов правки плоского проката</u>	127
---	-----

<i>Кротова А.Н.</i> <u>Опыт применения PYTHON-скриптов в SIMULIA Abaqus при расчете автомобильных шин</u>	133
--	-----

<i>Гинзбург С. М., Онищук В. С.</i> <u>Расчет напряженно-деформированного состояния турбинных водоводов ГЭС, помещенных в суровые климатические условия</u>	142
--	-----

<i>Волков-Богородский Д.Б., Власов А.Н, Хименков А.Н.</i> <u>Моделирование вязкоупругих и функционально-градиентных материа- лов с помощью SIMULIA Abaqus. Приложение к образованию воронок газовых выбросов в многолетнемерзлых грунтах</u>	154
---	-----

Конференция пользователей DEFORM

<i>Скрипаленко М.М., Чан Ба Хюи, Романцев Б.А., Скрипаленко М.Н., Сидоров А.А.</i> <u>Моделирование в DEFORM-3D процесса прошивки в четырехвалковом стане винтовой прокатки</u>	169
--	-----

<i>Радюк А.Г., Титлянов А.Е., Скрипаленко М.М., Стойшич С.С.</i> <u>Моделирование температурного поля воздушных фурм доменных печей с теплоизоляцией рывальной части</u>	176
---	-----

<i>Таупек И.М., Лисовский А.В., Алексеев П.Л.</i> <u>Моделирование процесса формирования графитовых включений в вы- сокопрочном чугуне с шаровидным графитом при различных способах обработки металлов давлением</u>	183
---	-----

<i>Почекуев Е.Н., Шенбергер П.Н.</i> <u>Исследование процесса резки тонколистного материала</u>	195
--	-----

<i>Смирнов М.О., Чижик Т.А., Золотов А.М., Мишин В.В., Шишов И.А.</i> <u>Создание и верификация компьютерной модели процесса штамповки на паровоздушном молоте</u>	209
---	-----

Конференция пользователей FlowVision

МОДЕЛИРОВАНИЕ В ПАКЕТЕ FLOWVISION ДВИЖЕНИЯ ГАЗА И ТЕПЛООБМЕНА В КОМПАКТНОМ КОТЛЕ-УТИЛИЗАТОРЕ:

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Бевза Д.И., Шураев О.П.

ФГБОУ ВО «ВГУВТ», г. Нижний Новгород, Россия

Специалистами кафедры эксплуатации судовых энергетических установок ФГБОУ ВО «ВГУВТ» накоплен большой опыт проектирования судовых теплообменных аппаратов (ТА) различного назначения с трубчатыми поверхностями теплообмена. Это охладители надувочного воздуха и масла, водоводяные аппараты и котлы-утилизаторы (КУ). Разработана и непрерывно совершенствуется математическая модель проектно-проверочного расчета ТА.

Традиционная конструкция КУ предполагает его размещение в машинной шахте судна, что при достаточно высокой надстройке не вызывает проблем. Однако, с появлением проектов судов с ограниченной высотой надстройки потребовался пересмотр распространенной компоновки КУ.

Разработана конструкция компактного КУ (рисунок 1), отличающаяся горизонтальным размещением теплообменной секции (ТС) и поворотной заслонки непосредственно внутри единого корпуса. По этой причине движение отработавшего газа в теплообменной области таково, что, будучи параллельным осям труб на входе в ТС, поток газа затем совершает поворот на 90° , омывая теплообменные трубы, и еще раз поворачивает на 90° к выходу из ТС. Сложный характер омывания трубного пучка ставит под сомнение возможность использования известных уравнений подобия для расчета теплоотдачи в ТС. К тому же неоднородность скоростного поля перед фронтом теплообменной поверхности, как следствие сложного течения газа в проточных каналах КУ, затрудняет применение модели с сосредоточенными параметрами для этой цели. Одним из возможных выходов из сложившейся ситуации является моделирование дви-

жения газа и теплоотдачи в пакете вычислительной гидродинамики FlowVision, использующем конечно-объемный метод анализа. Как и в расчете с сосредоточенными параметрами, целью моделирования является определение теплопередающей способности ТА (выражающейся, в том числе, в значениях конечных температур) и гидравлического сопротивления движению теплоносителей. Конечно, для полноценного моделирования теплообмена необходимо адекватное описание течения в пограничном слое у поверхности каждой трубы, что, в свою очередь, требует большого количества расчетных ячеек. FlowVision версии 2.5 позволяет использовать только 2 Гб оперативной памяти, что для системы уравнений движения жидкости и теплообмена (энергии) с учетом турбулентности дает порядка 500...600 тыс. расчетных ячеек. Полностью используя располагаемые ресурсы программы, а именно, задав расчетную сетку размерностью 40x40x60 элементов с локальным измельчением на один уровень на поверхности трубок ТС, удалось получить поля скорости, давления и температуры, дающие вполне достоверное (хотя бы на качественном уровне) представление о движении газа и теплообмене.

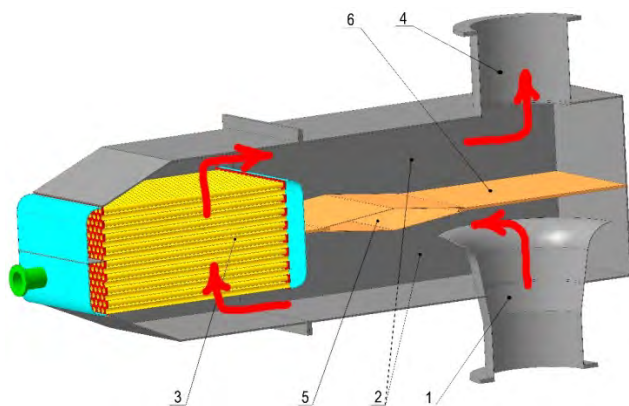


Рисунок 1 - Конструкция компактного КУ с указанием траектории движения газа:

- | | |
|---|------------------------|
| 1 – входной патрубок с диффузором; | 4 - выходной патрубок; |
| 2 – проточная область подвода и отвода теплоносителя; | 5 – заслонка; |
| 3 – теплообменная секция; | 6 – перегородка |

Одной из особенностей расчета стало задание постоянной температуры на поверхности теплообменных труб ($61\text{ }^{\circ}\text{C}$), полученной в ходе предварительного расчета КУ по модели со сосредоточенными параметрами и соответствующей одному из режимов его работы. Это позволило ограничиться всего одной расчетной областью и рассмотреть теплоотдачу только со стороны наружной поверхности труб. Для расчетной области устанавливалась модель решения дифференциальных уравнений движения несжимаемой жидкости и переноса энергии, а для моделирования турбулентности использовалась стандартная k - ϵ модель [1].

Условия однозначности задавались следующим образом:

- рабочая среда – газ, с теплофизическими свойствами воздуха, зависящими от температуры;
- начальная температура в газоходе 60°C ;
- начальная скорость принята равной нулю во всем пространстве КУ, за исключением специально оговоренных граничных условий;
- граничные условия (рис. 2):

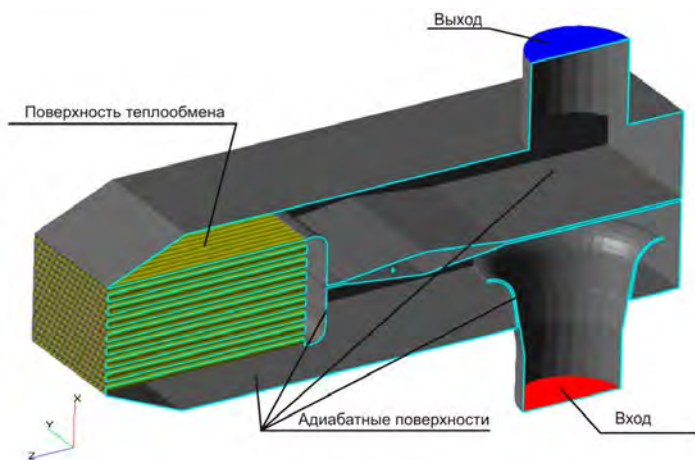


Рисунок 2 - Схема задания граничных условий

- 1) на входе – скорость 10 м/с, температура 600°C;
- 2) на выходе - нулевое противодавление;
- 3) на поверхности теплообмена – температура 61°C; поверхность шероховатая (логарифмическое распределение скорости в пограничном слое);
- 4) прочие поверхности – адиабатные, шероховатые.

Более подробно различные аспекты постановки задачи моделирования описаны в статье [2].

Для получения численных значений рассчитываемых параметров в ТС по ее объему (в направлении потока газа) проведены вертикальные контрольные линии (рис. 3), на которых строились графики изменения температуры, давления и скорости. Через каждые 25 (50) итераций значения с графиков записывались в файл и служили основной информацией для последующего анализа. Для отождествления данных с графиков с файлами вывода результатов каждая линия была промаркирована. Кроме того, в ходе моделирования в нескольких плоскостях проводилось наблюдение за динамикой полей температуры, давления и скорости.

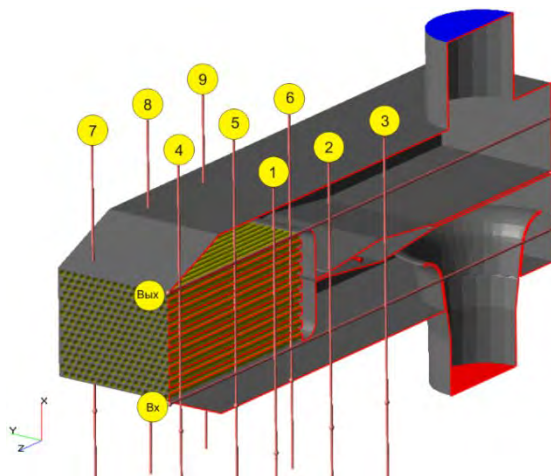


Рисунок 3 - Линии контроля параметров в ТС

Полученные данные сформировали некоторую картину происходящих в КУ процессов, анализ которых изложен ниже по порядку стабилизации параметрических полей.

Практически с первых итераций устанавливается поле скорости (рисунок 4). Отработавший газ попадет во внутренний объем КУ через входной диффузорный патрубок (см. рисунок 1). Благодаря описанному в [3] подпорному эффекту экрана за диффузором, поток газа равномерно перестраивается к выходному сечению патрубка и разворачивается в перпендикулярном направлении. Из-за уменьшения отрывных зон у стенок диффузора снижается газодинамическое сопротивление на входном участке КУ. Далее поток газа движется к ТС, особенности размещения которой приводят к образованию застойных зон в районе корпуса задней водяной камеры из-за отсутствия плавного его обтекания. Однако сужение канала в области подвода газа к ТС разгоняет поток, повышая его «дальнобойность» в направлении оси труб и тем самым выравнивая входное поле скорости. При прохождении ТС наблюдается дальнейшее выравнивание скоростного потока, что объясняется в [3] влиянием равномерно распределенного сопротивления – трубного пучка ТС. Покинув ее, теплоноситель поворачивает на 90° и вновь разгоняется. Однако с этого момента основная область его движения лежит у верхней стенки корпуса КУ вплоть до выходного патрубка. Здесь большая часть потока из-за резкого сужения покидает аппарат со скоростью, локально превышающей входную в КУ, а оставшиеся слои, ударившись о заднюю стенку, образуют зону возвратного течения у нижней и боковых стенок отводящего канала.

Формирование поля давления (рисунок 5) происходит значительно позже скоростного, и при нулевом противодавлении позволяет оценить газодинамическое сопротивление всего КУ, а также локализовать основные области изменения давления. Основное газодинамическое сопротивление сосредоточено в

ТС, перепад давления в которой составляет от 150 до 325 Па в зависимости от значения входной скорости. Также заметный перепад давления создается в уже упомянутых областях входа-выхода в КУ и сужения-расширения возле корпуса задней камеры ТС.

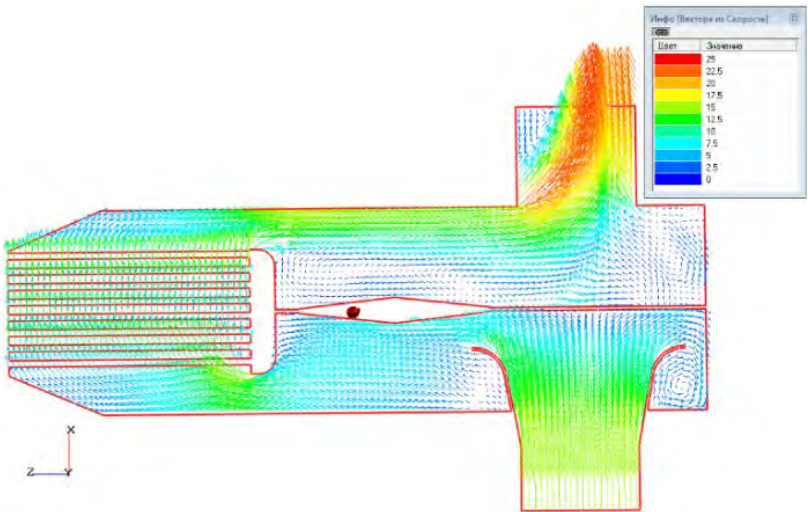


Рисунок 4 - Векторное поле в продольном сечении компактного КУ

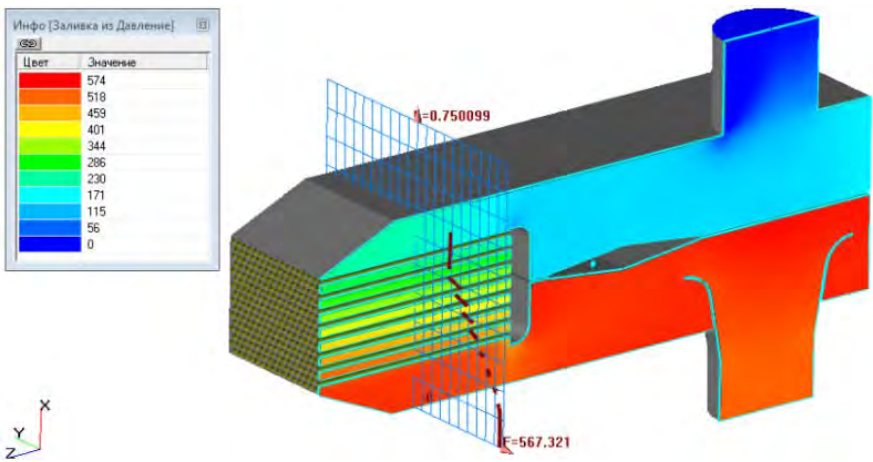


Рисунок 5 - Поле давления в продольном сечении компактного КУ

Поле температуры (рисунок 6), устанавливающееся в последнюю очередь и лимитирующее минимальную продолжительность расчета, вплоть до ТС остается изотермичным из-за адиабатности накладываемых граничных условий.

В самой ТС присутствует некоторая неоднородность изменения температурного поля. Как оказалось, в меньшей степени она проявляется из-за неравномерного распределения входного скоростного потока по фронту теплообменной поверхности и асимметрии боковых турбулентных течений (в направлении оси y).

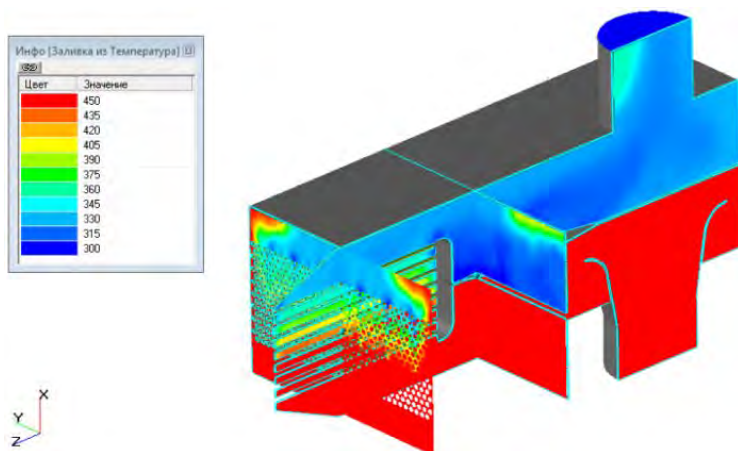


Рисунок 6 - Поле температуры в продольном и поперечном сечениях КУ

Однако, график на рисунок 7 свидетельствует о том, что эти изменения температуры, в основном, не превышают $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ в выходном сечении ТС. Практически все кривые температуры к координате выхода газа из ТС ($x = 0.16\text{ м}$) сходятся в одну область с малыми пульсациями рассматриваемого параметра.

Основные же отклонения температуры вызваны обводным «паразитным» течением между трубным пучком ТС и корпусом КУ. Оно заметно в поперечном сечении ТС на рис. 6 и прослеживается по «хвостам» температурных кривых, иллюстрирующим нежелательный нагрев газа за ТС, в правой части графиков на рис. 7. Отрицательное влияние «паразитного» течения заключается в

том, что оно, увлекая за собой некоторую часть горячего потока, не участвует в теплообмене (отсюда снижение тепловой эффективности КУ) и формирует горячие слои за ТС (рис. 8), чреватые термическими напряжениями в материале корпуса КУ [4].

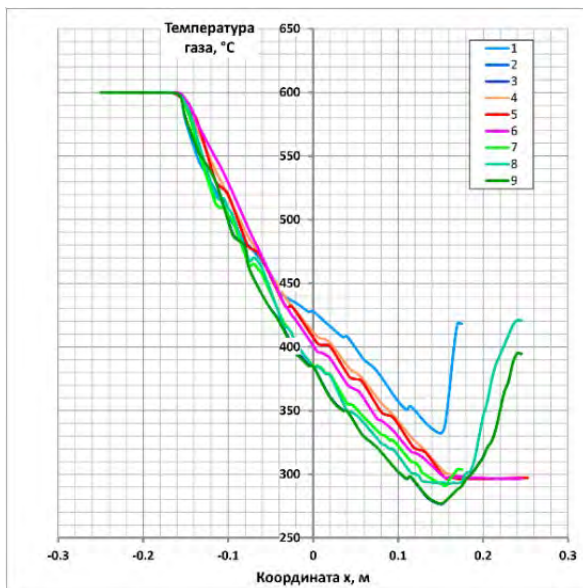


Рисунок 7 - Изменение температуры вдоль 9 контрольных линий ТС компактного КУ

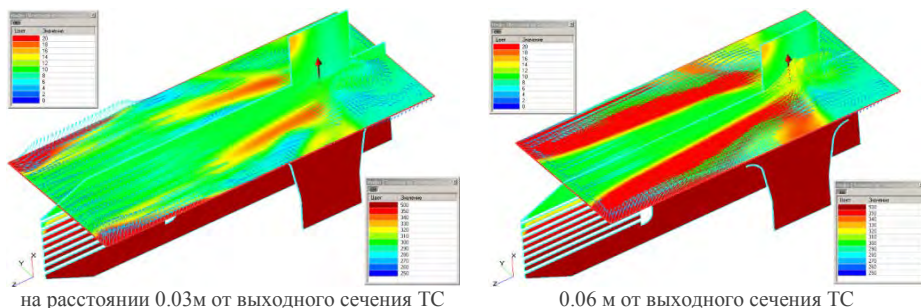


Рисунок 8 - Поле температуры в сечениях отводящего канала КУ под влияние обводного течения

Выполненная серия расчетов, отличающихся начальной скоростью газа и конструкцией некоторых элементов, предоставила достаточно данных для оценки адекватности полученного решения. Формирование скоростного поля, падение давления в ТС и изменение температуры в ней вполне соответствуют ожидаемым. Т.е. качественное решение можно признать вполне достоверным. Подтверждение адекватности количественного решения возможно при осуществлении натурного эксперимента. При удовлетворительном совпадении результатов численного и натурного экспериментов открываются возможности оптимизации конструкции теплообменных аппаратов данного типа. Также результаты моделирования движения газа и теплообмена позволяют уточнить коэффициенты теплоотдачи и газодинамического сопротивления в моделях теплового и газодинамического расчета компактного КУ со сосредоточенными и слабо распределёнными параметрами.

Список литературы:

1. *Wilcox D. C. Turbulence modeling for CFD.* / D. C. Wilcox // DCW Industries, Inc., 1994
2. *Шураев О. П.,* Исследование полей скорости и температуры в каналах котла-утилизатора методом численного моделирования / О. П. Шураев, Д. И. Бевза, С. Н. Валиулин // Вестник АГТУ. Сер. Морская техника и технология. 2016. № 3. С. 49 -56.
3. *Идельчик И. Е.* Справочник по гидравлическим сопротивлениям / И. Е. Идельчик. М.: Машиностроение, 1992. 672 с.
4. *Шураев О. П.,* Расчетное исследование возможности улучшения термического состояния элементов газотрубного котла-утилизатора / О. П. Шураев, Д. И. Бевза, С. Н. Валиулин // Вестник АГТУ. Сер. Морская техника и технология. 2017. № 1. С. 68 -75

ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛОВОГО НАГРУЖЕНИЯ НА ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИЙ СТЕНДОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ ОТ ДЕЙСТВИЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ГАЗОВОГО ПОТОКА В ПРОГРАММНОМ КОМПЛЕКСЕ FLOWVISION

Горшенев Е.А

АО «ФНПЦ Титан-Баррикады», г. Волгоград, Россия

Развитие ЭВМ и методов математического моделирования способствовало к появлению физико-математической дисциплины вычислительная гидрогазодинамика (ВГД). Появившиеся благодаря этому вычислительные программные комплексы (ПК) открыли небывалые ранее возможности в исследовании гидрогазодинамических процессов.

Имеется актуальная задача исследования силового нагружения на стендовое оборудование от действия высокоскоростного газового потока. На практике проведения натурных работ (НР) наблюдался случай, при котором происходила деформация створки задней двери стенда. Крайняя верхняя кромка створки двери отогнулась на 20 мм. Вид стенда после проведения НР показан на рисунке 1.

Анализ проведённых НР показал, что приближение оси струи потока на несколько градусов к стенду приводило к внештатным случаям, по результатам которых, наблюдалась деформация створки двери. Расчёты, проведенные по полуэмпирическим методикам, не выдали данных, подтверждающих деформацию створки.

В этой связи появилась необходимость в проведении вычислительного эксперимента по воздействию высокоскоростного газового потока на элементы конструкций стендового оборудования. Большое количество опытных данных позволяет верифицировать и отладить расчетную модель.



а)



б)



в)

Рисунок 1 – Стенд после проведения НР:

а) Вид сзади; б, в) Деформированная створка

Моделирование силового нагружения на створку производилось в ПК ВГД FlowVision. В качестве объекта исследования была выбрана створка задней двери стенда. Для более детального исследования взаимодействия газового потока с элементами конструкций стенда, в CAD-системе была построена модель с учетом всех поверхностей и размещаемых элементов. Модель стенда представлена на рисунке 2.

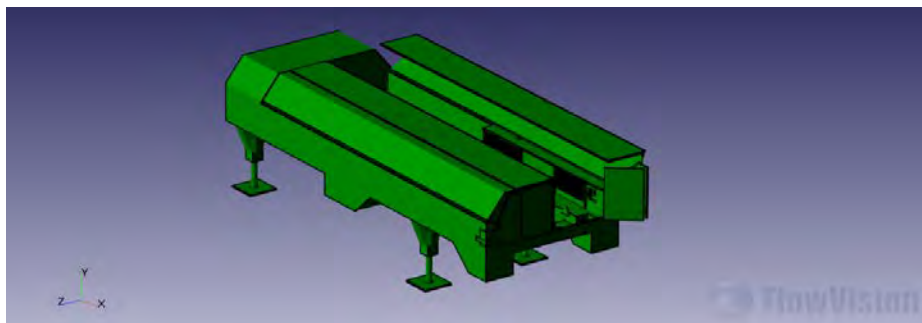


Рисунок 2 – 3D-модель стэнда

Задачей исследования было проведение двух вычислительных экспериментов: для штатного (НР №1) и аварийного (НР №2) случаев с последующей верификацией экспериментальных данных посредством прочностного расчёта. Для оценки силового воздействия от газового потока на створку двери рассчитывалось значение изгибающего момента M_Z^C относительно оси Z, проходящей через точку C – закрепления двери. M_Z^C определяется по формуле

$$\vec{M}_Z^C = \iint_S (P + P_{hst}) [\vec{r}_C \times \vec{n}] \vec{n} dS - \iint_S (\mu + \mu_\tau) \left[\vec{r}_C \times \frac{\partial \vec{V}_\tau}{\partial n} \right] dS \quad (1)$$

где S – площадь поверхности створки двери, m^2 ;

P_{hst} – гидростатическое давление, Па;

$\vec{r}_C$ – векторное расстояние от точки приложения силы до точки C, м;

$\vec{n}$ – вектор нормали к поверхности;

μ_τ – турбулентная динамическая вязкость, кг/(м с);

μ – молекулярная динамическая вязкость, кг/(м с);

$\vec{V}_\tau$ – вектор касательной составляющей скорости к поверхности, м/с.

Для передачи нагрузок в виде давлений в программу прочностного расчёта, створка двери была разбита на 12 участков. Расчётная схема определения изгибающего момента и разбиения створки на участки представлена на рис. 3.

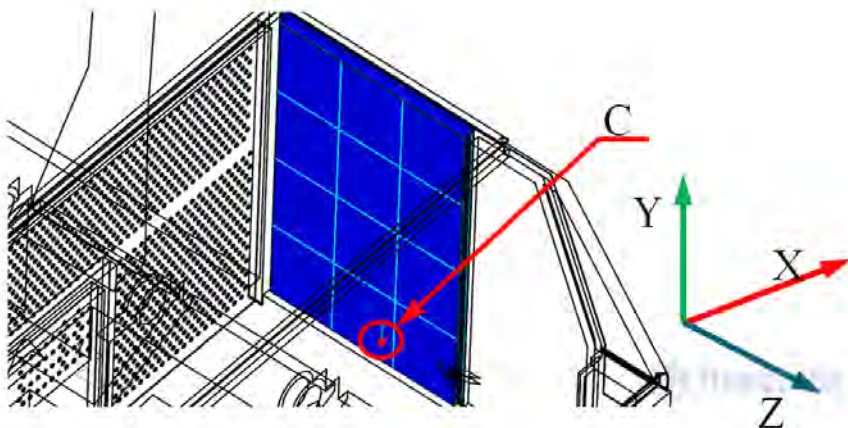


Рисунок 3 – Расчётная схема

В постановке данной задачи имеются следующие допущения:

- моделируются процессы тепло- и массопереноса турбулентного потока идеального газа;

- параметры потока считаются известными;

- стенки стенда полагаются теплоизолированными.

Математическая модель описывается следующими уравнениями:

уравнение энергии

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \nabla(\rho V H) = \frac{\partial P}{\partial t} + \nabla \left[\left(\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \nabla H \right], \quad (2)$$

уравнение неразрывности

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho V) = 0, \quad (3)$$

уравнение импульсов

$$\frac{\partial \rho V}{\partial t} + \nabla(\rho V \otimes V) = -\vec{\nabla} P + \vec{\nabla}(\mu + \mu_t) \left(2\hat{e} - \frac{2}{3}(\vec{\nabla} \cdot V)\hat{I} \right), \quad (4)$$

уравнение состояния газа

$$P = \frac{\rho R_A T}{m}; \quad (5)$$

где ρ – плотность, кг/м³;

H – полная энтальпия, м²/с²;

V – относительная скорость в подвижной системе координат, вектор м/с;

t – время, с;

P – давление, Па;

λ – молекулярная теплопроводность, Вт/(м К);

C_p – удельная теплоемкость, Дж/(кг К);

Pr_t – турбулентное число Прандтля;

$\hat{I}$ – единичный тензор;

$\hat{e}$ – тензор скоростей деформации, с⁻¹;

$R_A = 8,314$ – универсальная газовая постоянная, Дж/(моль К);

T – температура, К;

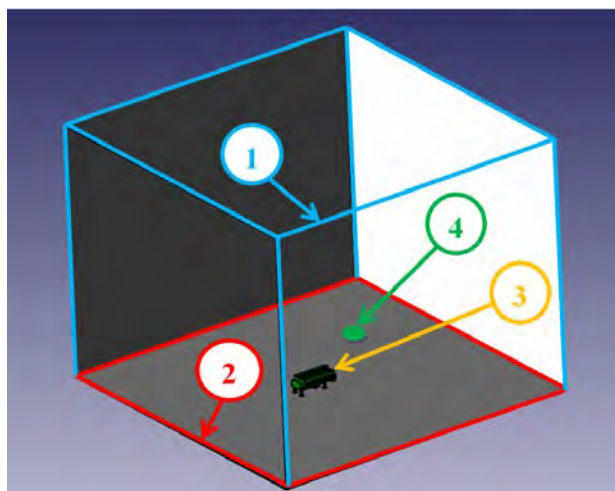
m – молярная масса, кг/моль.

Для описания турбулентности используется модель $k-\omega$ Shear Stress Transport (SST), которая предназначена для моделирования течений с высокой степенью турбуликации, с возвратными зонами и большими обратными градиентами давления, а также для свободных течений и течений с небольшими градиентами давления. Расчётная область представляет параллелепипед с длинами сторон равными $10L$, где L – длина стенда. Расстановка граничных условий (ГУ) представлена на рисунке 4.

На данных ГУ заданы следующие параметры:

- Выход – ГУ «Вход/выход»:
 - $P=0$ – полное давление,
 - $T=T_\infty$ – статическая температура,

- $I=L=0$ – нулевые пульсации и масштаб турбулентности;
- Грунт – ГУ «Стенка»:
 - условие непротекания – $(V, n) = 0, (V, \tau)$ –лог. закон,
 - $n \partial T / \partial g = 0$ – нулевой градиент,
 - модель пристеночных функций;
 - шероховатость 0,01;
- Поверхность стенда – ГУ «Стенка»:
 - условие непротекания – $(V, n) = 0, (V, \tau)$ –лог. закон,
 - $n \partial T / \partial g = 0$ – нулевой градиент,
 - модель пристеночных функций;
- Источник потока – объект «Подвижное тело», который движется по заданному закону. На поверхности объекта установлено ГУ «Вход/выход»:
 - давление P^* , температура T^* и свойства газа заданы;
 - $I=L=0$ – нулевые пульсации и масштаб турбулентности.



- 1 – Выход;
- 2 – Грунт;
- 3 – Поверхность стенда;
- 4 – Источник потока

Рисунок 4 – Схема расстановки ГУ

Расчетная область разбивается сеткой с прямоугольными ячейками. Использовалась система вложенных сеток с 6-ю уровнями адаптации. Вдоль пространства струи потока проводилась подвижная адаптация. Число ячеек составило более 6 млн. Расчетная сетка модели представлена на рисунке 5.

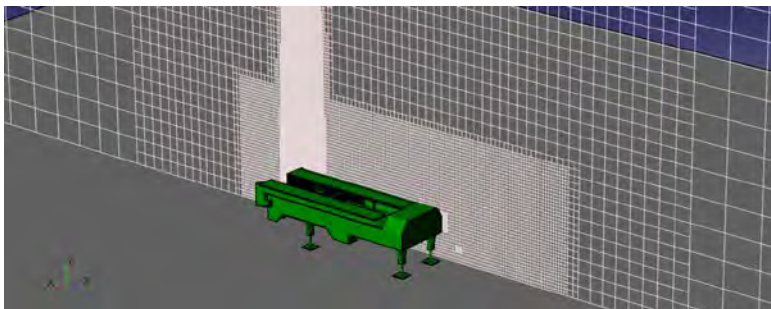


Рисунок 5 – Расчетная сетка модели

Решение поставленной задачи проводилось численным методом по неявной разностной схеме со 2-м порядком точности. Шаг по времени задавался числом Куранта-Фридрихса-Леви равным 50. По результатам проведенного моделирования были получены зависимости изгибающего момента M_Z^C , которые представлены на рисунке 6.

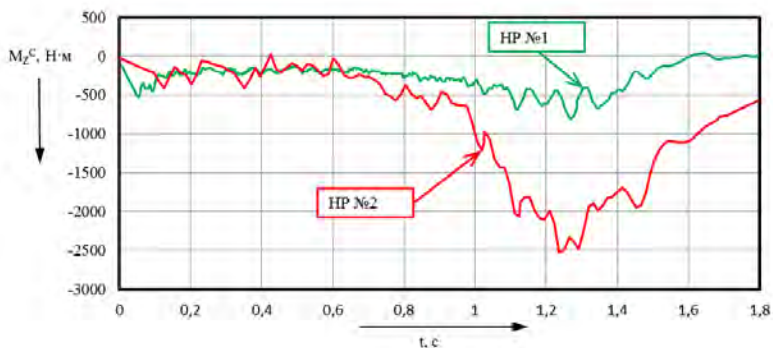


Рисунок 6 – Зависимость изгибающего момента M_Z^C от времени

Как видно из представленной зависимости, максимальное значение момента составляет 2200 Нм при HP №2, что более чем в 3,5 раза превышает анало-

гичную нагрузку при НР №1. При этом тенденция к отгибанию двери проявляется и на НР без замечаний. Для рассмотрения качественной картины происходящих процессов было рассмотрено распределение давления торможения на обоих НР в момент максимального воздействия. На рисунке 7, в соответствие с приведенной шкалой, цветовой заливкой показано распределение давления в Па на двери стенда снаружи и внутри в момент времен $t = 1,36$ с.

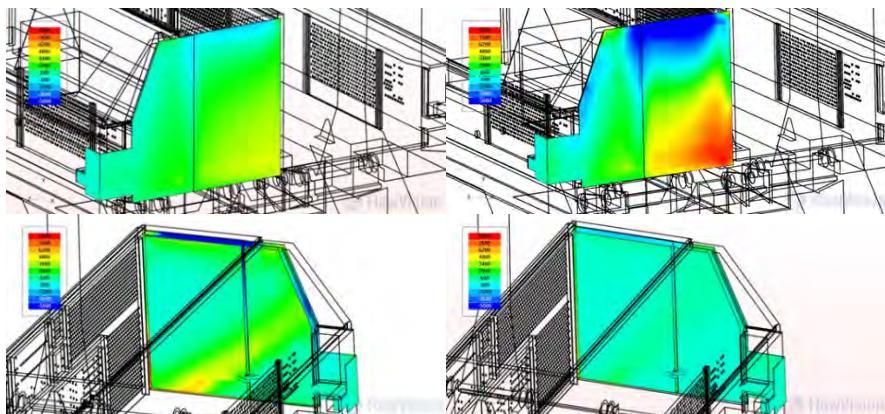


Рисунок 7 – Распределение давление на двери стенда:
а) При НР №1; б) При НР №2

Расчет деформации двери и возникающих в ней напряжения, при действии переменного высокоскоростного газового потока при НР №2, был выполнен методом конечных элементов по программе «Зенит-95». При НР №1 напряжения, возникающие при газодинамическом воздействии малы, и приводят к малым упругим деформациям.

Дверь представляет собой алюминиевый лист, подкреплённый швеллерами и уголком. Лист набран конечными элементами (КЭ) типа пластина, подкрепления - стержневыми КЭ. Дверь опёрта по контуру (односторонние связи), закреплена в верхней и нижней петлях и удерживается в закрытом положении механизмом открывания. Общее число узлов в КЭ модели - 15540. Общий вид

КЭ и введённые подкрепления (опирание по верхней кромке не показано) приведены на рисунке 8.

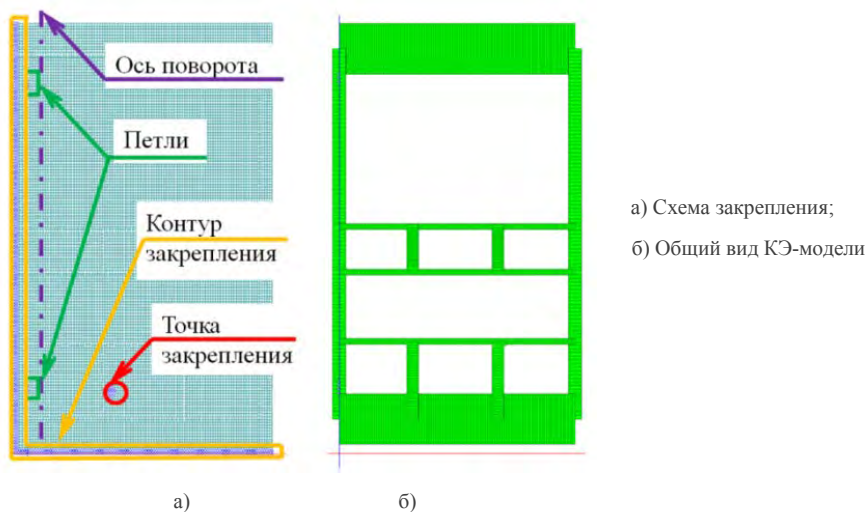


Рисунок 8 – КЭ-модель створки двери

В соответствии с рисунком 3 (схема деления на участки) на двери было выделено 12 участков, на каждый из которых приложены (на пластины) переменные давления. Максимальные давления на каждый участок и законы их изменения были взяты из результатов решения по программе FlowVision. Табличная зависимость изменения давления от времени для участка была экспортирована в программу Excel и преобразована к виду: время - отношение текущего давления к максимальному.

Эту таблицу сохранили в виде текстового файла, затем она была импортирована программой «Зенит-95». Данные операции выполнили для всех участков.

Задача динамики решалась с учётом возможности пластической деформации материала двери - максимальное напряжение алюминиевого листа было

принято равным 90 МПа. При достижении этого напряжения происходит пластическая деформация.

Из результатов решения динамики нагружения двери по программе «Зенит-95» приводим график перемещения S точки правого верхнего угла двери в зависимости от времени (рисунок 9), а также картину деформации (рисунок 10а) и распределение напряжений в момент времени 1,36 с, соответствующий максимальному нагружению двери (рисунок 10).

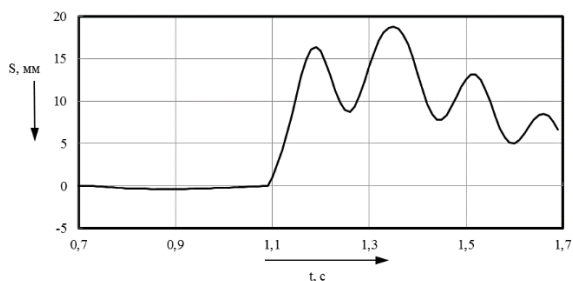


Рисунок 9 – График перемещения правой верхней кромки двери

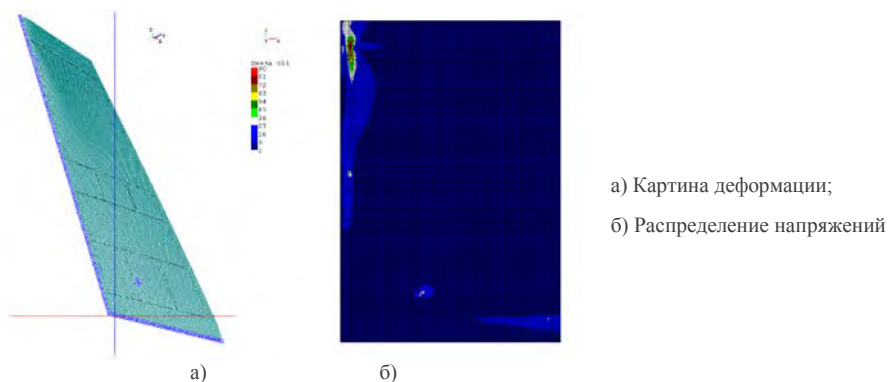


Рисунок 10 – Визуализация КЭ-моделирования

Для показа деформации масштабный коэффициент принят равным 10, а дверь условно повернута в соответствии с направлением осей. Как видно из представленной на рисунке 9 зависимости, максимальные перемещения правой

верхней кромки достигают 18 мм, а остаточная деформация составляет 7мм. При этом расчёт динамического нагружения происходил без учёта нагрева поверхности двери, вследствие которого происходит сильное падение запаса по прочности. Из рисунка 10 видно, что максимальные напряжения действуют в районе верхней петли двери.

По результатам проведенного исследования была получена верификационная модель силового воздействия газового потока на элементы конструкции стенда. Результаты НР удовлетворительно подтвердились расчетными данными верификационной модели. Применяющийся системный подход в исследовании силового нагружения на элементы конструкций от действия газового потока рекомендуется проводить для анализа проведенных НР, а также при разработки новых агрегатов.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В КАРТЕРЕ ВЕДУЩЕГО МОСТА АВТОМОБИЛЯ СЕМЕЙСТВА «КАМАЗ»

Жестков М.Н.¹, М.Л. Сазонова М.Л.¹, В.В. Шмелев В.В.¹
Валеев Д.Х.², Ильясов Ф.Г.², Русаков В.В.²

¹ ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия
² ПАО «КАМАЗ», г. Набережные Челны, Россия

В докладе описан подход к построению расчётной модели и результаты численного моделирования в программном комплексе FlowVision гидродинамических процессов в картере ведущего моста автомобиля семейства «КАМАЗ».

На основе трёхмерной CAD-модели картера построена математическая модель, описывающая течение масла, частично заполняющего объем картера, под действием вращающихся деталей конструкции в поле тяжести. Исследование выполнено в рамках модели течения несжимаемой жидкости с учётом изменения во времени границы раздела «трансмиссионное масло-внешняя среда». Для

моделирования сложного движения деталей картера использовался модуль программного комплекса FlowVision «Подвижные тела».

В ходе исследования рассмотрены три режима работы моделируемого агрегата, отличающихся рабочей температурой трансмиссионного масла и угловыми скоростями вращающихся деталей. Моделирование во FlowVision гидродинамических процессов в картере ведущего моста позволило проследить динамику движения масла и оценить эффективность смазывания поверхностей деталей конструкции на рассмотренных режимах работы. На основе экспертного анализа результатов моделирования сделаны выводы об адекватности построенной расчётной модели и возможности применения программного комплекса FlowVision для исследования гидродинамических процессов в картере ведущего моста автомобиля семейства «КАМАЗ».

1. Геометрическая модель

Численное моделирование гидродинамических процессов в картере ведущего моста автомобиля семейства «КАМАЗ» выполнено в программном комплексе FlowVision.

Общий вид картера представлен на рисунке 1.

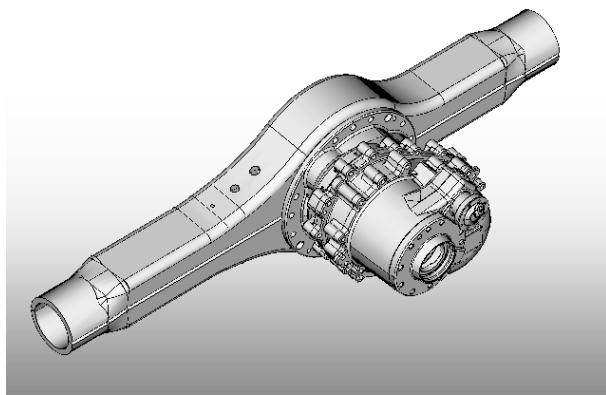


Рисунок 1 – Корпус ведущего моста

Набор твердотельных геометрических моделей исследуемого фрагмента картера главного моста – проточная часть, а также ведущее и центральное колёса, две полуоси, сателлиты и подшипники – приведён на рисунках 2-3.

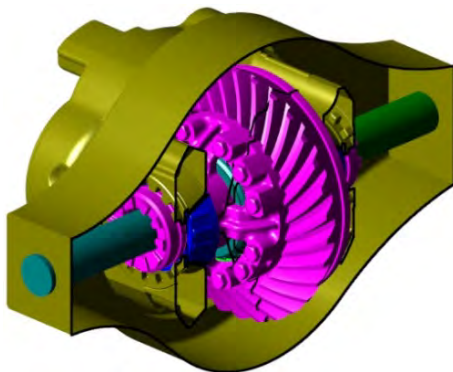


Рисунок 2 – Твердотельная модель фрагмента картера моста в сборе



а) ведущее, центральное колеса
и подшипники



б) полуоси и сателлиты

Рисунок 3 – Твердотельные модели подвижных элементов картера

2. Описание расчётных вариантов

Моделирование гидродинамических процессов в картере моста выполнено для следующих режимов его работы:

- режим 1 – частота вращения ведущего колеса 2500 об/мин; полуоси вращаются с одинаковой частотой; температура рабочей жидкости $T = -20\text{ }^{\circ}\text{C}$;

- режим 2 – частота вращения ведущего колеса 2500 об/мин; полуоси вращаются с одинаковой частотой; температура рабочей жидкости $T = 80\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- режим 3 – частота вращения ведущего колеса 1600 об/мин; одна из полуосей вращается с частотой в 2 раза меньше, чем другая; температура рабочей жидкости $T = 80\text{ }^{\circ}\text{C}$.

3. Математическая модель

3.1. Уравнения динамики течения трансмиссионного масла

Исследование распределения масла в рабочей области картера ведущего моста выполнено в рамках модели течения несжимаемой жидкости под действием вращающихся элементов конструкции в поле тяжести. Модель содержит следующие уравнения, описывающие поля скорости и давления:

- уравнение неразрывности

$$\nabla(\rho\mathbf{V}) = 0 \quad (1)$$

- уравнения Навье-Стокса

$$\frac{\partial \rho \mathbf{V}}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{V} \otimes \mathbf{V}) = -\nabla P + \nabla \cdot \hat{\boldsymbol{\tau}}_{eff} + \rho \mathbf{g} \quad (2)$$

$$\hat{\boldsymbol{\tau}}_{eff} = (\mu + \mu_t) \left(2\hat{\mathbf{S}} - \frac{2}{3}(\nabla \cdot \mathbf{V})\hat{\mathbf{I}} \right) \quad (3)$$

где ρ – плотность, кг/м^3 ;

t – время, с;

$\mathbf{V}$ – вектор скорости, м/с;

P – давление, Па;

$\hat{\boldsymbol{\tau}}_{eff}$ – эффективный тензор вязких напряжений, Па;

μ – молекулярный коэффициент динамической вязкости, $\text{кг}/(\text{м}\cdot\text{с})$;

μ_t – турбулентный коэффициент динамической вязкости, $\text{кг}/(\text{м}\cdot\text{с})$;

$\hat{\mathbf{S}}$ – тензор скоростей деформации, с^{-1} ;

$S_{ij} = \frac{\partial V_i}{\partial x_j} + \frac{\partial V_j}{\partial x_i}$ – компоненты тензора скоростей деформации, c^{-1} ;

$\hat{I}$ – единичный тензор;

$\mathbf{g}$ – вектор ускорения свободного падения, m/c^2 .

Для моделирования переменной во времени границы раздела «трансмиссионное масло–внешняя среда», включая брызгообразование, применена модель переноса фазы «VOF» (Volume Of Fluid). Перенос фазы описывается уравнением для объёмной доли фазы масла в расчётной ячейке:

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \mathbf{V} \nabla F = 0 \quad (4)$$

F – переменная VOF.

Переменная F принимает значения от 0 (в ячейке нет масла) до 1 (ячейка полностью заполнена маслом). При $0 < F < 1$ ячейка, содержащая границу раздела между маслом и внешней средой, делится на две – полностью заполненную маслом и пустую.

Начальный уровень заливки масла соответствует значению 46% от полной высоты картера (см. рисунок 4).

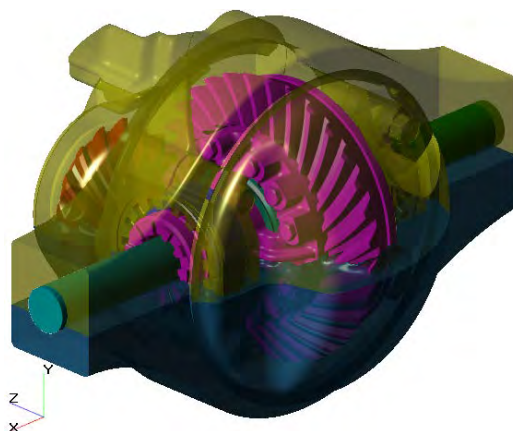


Рисунок 4 – Начальный уровень заливки масла

3.2. Физические параметры рабочего вещества

Плотность масла рассчитывалась по формуле:

$$\rho|_T = \rho|_{20^{\circ}\text{C}} - \Delta T \cdot (T - 20),$$

где $\rho|_T$ – плотность при расчётной температуре;

$\rho|_{20^{\circ}\text{C}}$ – плотность при температуре 20 °С, равная 900 кг/м³;

ΔT – поправочный коэффициент, равный 0,00062 кг/м³/К°;

T – расчётная температура.

Молекулярная динамическая вязкость масла вычислялась по формуле:

$$\mu = 39,16885 - 0,3915575 \cdot T.$$

В ходе исследования для каждого расчётного случая температура задавалась постоянной.

3.3. Моделирование вращающихся элементов

Для моделирования вращения ведущего и центрального колёс, двух полуосей с подшипниками и сателлитов с учётом зубчатых зацеплений использовался модуль «Подвижные тела». Данный модуль позволяет моделировать движение твёрдых тел, в том числе, по заданному закону, в нашем случае – вращение с заданной угловой скоростью.

В FlowVision вращение подвижного тела задаётся проекциями вектора угловой скорости на оси основной системы координат (ω_x , ω_y , ω_z).

Для ведущего колеса определяется вектор (0, 0, ω_z), для других подвижных элементов картера, за исключением сателлитов, - вектор (ω_x , 0, 0) (система координат на рисунке 4).

Движение сателлитов представляет собой сложное движение. Сателлит вращается с частотой $\omega_{\text{собств}}$ вокруг собственной оси симметрии, которая вращается с частотой $\omega_{\text{центр}}$, совпадающей с частотой вращения центрального колеса (см. рисунок 5).

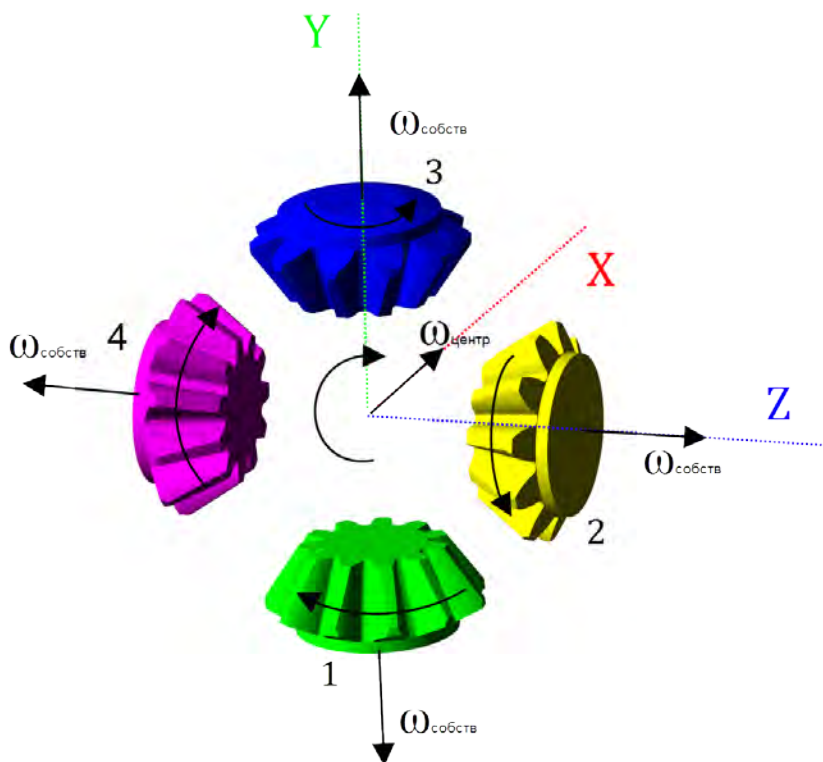


Рисунок 5 – Начальный уровень заливки масла

Таким образом, для каждого сателлита мгновенный вектор угловой скорости представляет собой векторную сумму $\omega_{\text{собств}}$ и $\omega_{\text{центр}}$ (рисунок 6).

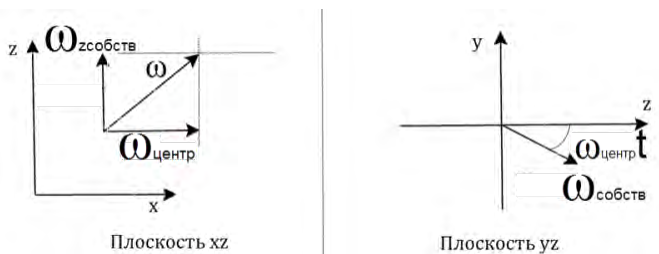


Рисунок 6 – Разложение мгновенного вектора вращения на составляющие для сателлита 2

Суммарный вектор вращения одного спутника обозначим ω . Из рисунка 6 (плоскость XZ) проекция на ось X вектора ω для всех спутников в любой момент времени равна $\omega_{\text{центр}}$. Проекция вектора ω на плоскость YZ будет равна $\omega_{\text{собств}}$. Перейдём к рассмотрению проекции вектора ω на оси Y и Z. Вектор $\omega_{\text{собств}}$ вращается с частотой $\omega_{\text{центр}}$ вокруг центра координат плоскости YZ. Угол поворота в момент времени t равен $\omega_{\text{центр}} \cdot t$. Соответственно, проецируя вектор $\omega_{\text{собств}}$ на оси Y и Z, для компонент вектора ω получаем следующие соотношения:

$$\begin{cases} \omega_x = \omega_{\text{центр}} \\ \omega_y = \omega_{\text{собств}} \sin(-\omega_{\text{центр}} t) \\ \omega_z = \omega_{\text{собств}} \cos(-\omega_{\text{центр}} t) \end{cases}$$

Остальные спутники имеют схожие выражения для угловой скорости, учитывающие начальные положение спутников. Частоты вращения подвижных элементов, с учётом передаточных чисел зубчатых зацеплений, для исследуемых режимов работы приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Частоты вращения подвижных элементов

Элемент	Частота вращения (вокруг своей оси), об/мин	
	Режимы 1, 2	Режим 3
Ведущее колесо (ω_z)	2500	1600
Центральное колесо (ω_x)	1209,68	774,2
Первая полуось (ω_x)	1209,68	516,13
Вторая полуось (ω_x)	1209,68	1032,26
Спутники ($\omega_{\text{собств}}$)	0	516,13
Подшипники (ω_x)	1035,3	331,3

3.4. Течение в узких зазорах зубчатых зацеплений

Для моделирования течения масла в узких каналах вблизи зацеплений зубчатых колёс (см. рисунок 7) применялась модель зазора, позволяющая получить с удовлетворительной точностью решение без построения в этих каналах подробной расчётной сетки.

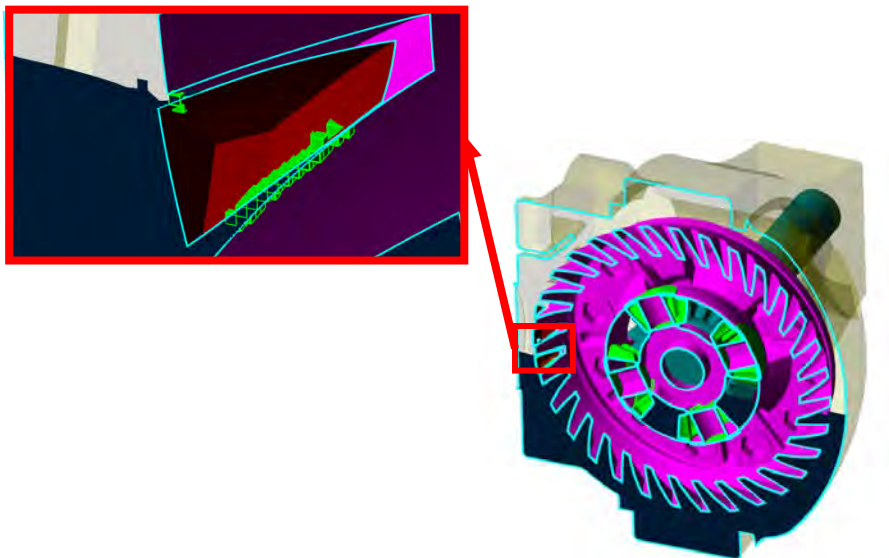


Рисунок 7 – Зазорные ячейки вблизи зацеплений ведущего и центрального колёс

Модель зазора используется только в ячейках зазора (см. рисунок 8), определяемых программой автоматически, исходя из следующих условий:

- в ячейке находятся две зазор-образующие поверхности;
- в ячейке находится одна зазор-образующая поверхность, а вторая зазор-образующая поверхность находится в соседней к ней ячейке;
- обе поверхности принадлежат разным граничным условиям, каждое из которых имеет тип Стенка;
- расстояние между зазор-образующими поверхностями должно находиться в диапазоне между максимальным и минимальным значениями, заданными пользователем. В нашем случае, максимальное значение равнялось 0,1 мм, а минимальное - 0,001 мм.
- угол между нормальными этих поверхностей лежит в диапазоне $120^\circ < \alpha < 180^\circ$ (см. рисунок 9).

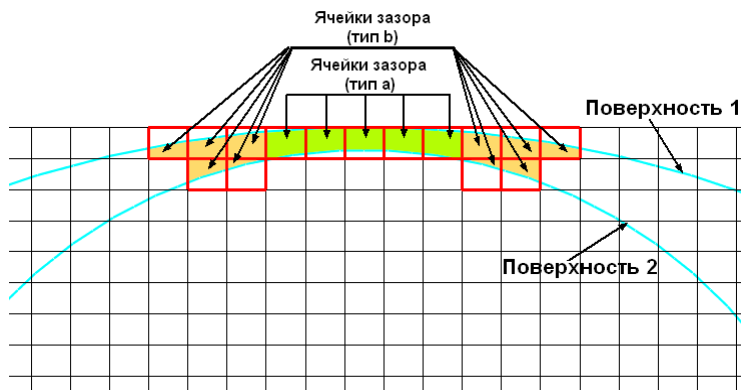


Рисунок 8 – Ячейки зазора между двумя поверхностями

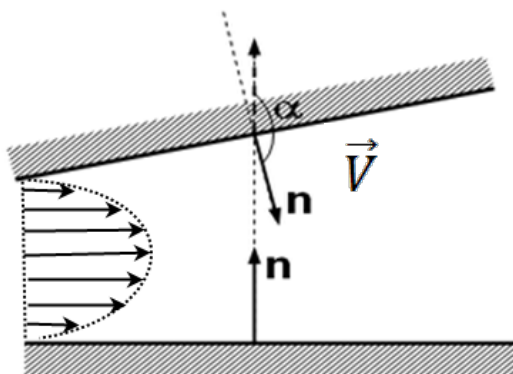


Рисунок 9 – Угол между нормальными к зазор-образующим поверхностям

Стандартная модель зазора, реализованная в FlowVision, предполагает, что внутри зазора имеет место течение Пуазейля.

3.5. Граничные условия

На всех стенках конструкции фрагмента картера ведущего моста и поверхностях вращающихся элементов задано условие прилипания и непротекания.

3.6. Расчётная сетка

В расчётах использовалась равномерная начальная расчётная сетка с ячейками близкими к кубу со стороной в 10 мм (см. рисунок 10).

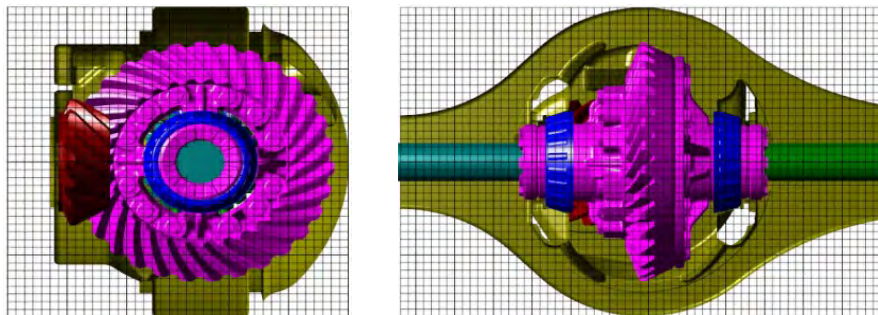


Рисунок 10 – Начальная расчётная сетка

Для более детального разрешения течения вблизи стенок конструкции картера линейные размеры расчётных ячеек сетки были уменьшены в 4 раза (адаптация расчётной сетки второго уровня по поверхности стенок), т.е. ячейки, непосредственно прилегающие к стенке, имели размер около 2,5 мм. Толщина «слоя» из этих ячеек вблизи стенок составила 4 ячейки. Адаптация ячеек расчётной сетки, прилегающих к поверхностям вращающихся элементов картера, проведена до третьего уровня – размер ячеек 1,25 мм. До такого же уровня адаптации были измельчены расчётные ячейки в выделенных объёмах картера около ведущего и центрального колёса.

Вид результирующей расчётной сетки в начальный момент времени представлен на рисунке 11.

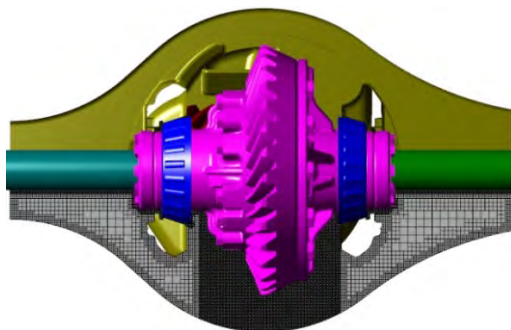


Рисунок 11 – Вид расчётной сетки в начальный момент времени

В ходе моделирования по мере распространения масла в объёме картера расчётная сетка и количество расчётных ячеек изменялось. Общее количество ячеек при этом составляло порядка 3,5 млн.

4. Результаты моделирования

Результаты моделирования гидродинамических процессов во фрагменте картера моста приведены в виде изменения распределения масла во всем исследуемом объёме. Общее время расчёта каждого режима соответствует 5 оборотам центрального колеса. Этот отрезок времени принят достаточным для оценки распределения масла в картере моста по деталям.

4.1. Режим 1

Результаты моделирования режима 1 показывают (рисунок 12), что масло под действием вращающихся деталей распределяется по стенкам корпуса и по зубьям центрального и ведущего колёс. Большая часть масла из-за высокой вязкости прилипает и движется вдоль стенок корпуса.

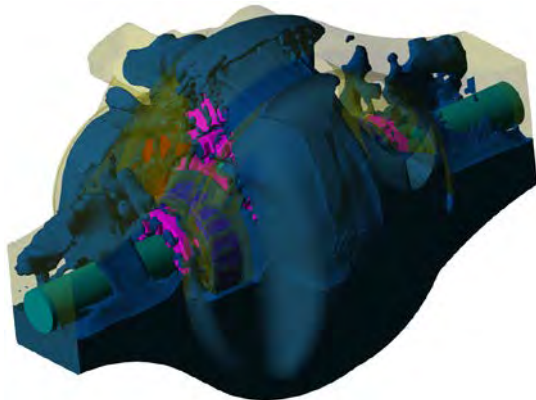


Рисунок 12 – Распределение масла в расчётной области (режим 1)

Со стенок корпуса масло практически не перемещается в область дифференциала. Расположенное в области дифференциала масло представляет собой остатки того объёма, который масло занимало в начальный момент времени.

Для дополнительной иллюстрации на рисунке 13 представлено распределение масла с рассечением расчётной области плоскостью.

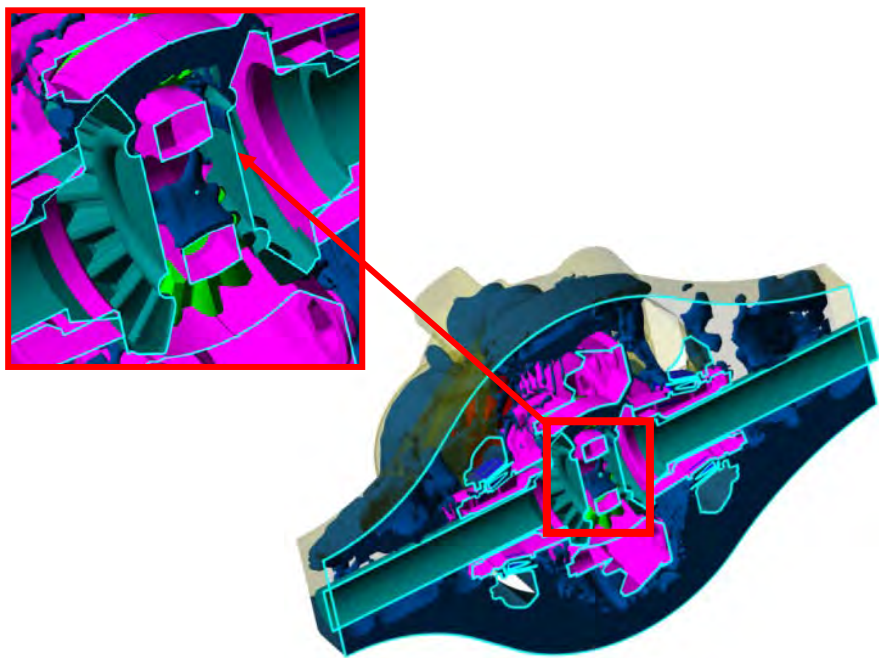


Рисунок 13 – Распределение масла с рассечением расчётной области (режим 1)

На данном режиме работы картера моста в область сателлитов масло практически не поступает.

4.2. Режим 2

Для более корректной оценки попадания масла на сателлиты в режимах 2 и 3 расчёт первых двух оборотов центрального колеса был проведён с перекрытием области дифференциала (см. рисунок 14). Это обеспечило отсутствие масла в этой области в начальный момент и непротекание в неё в течение первых двух оборотов центрального колеса. Начиная с третьего оборота центрального колеса, перекрытие убиралось и масло могло поступать в область дифференциала.

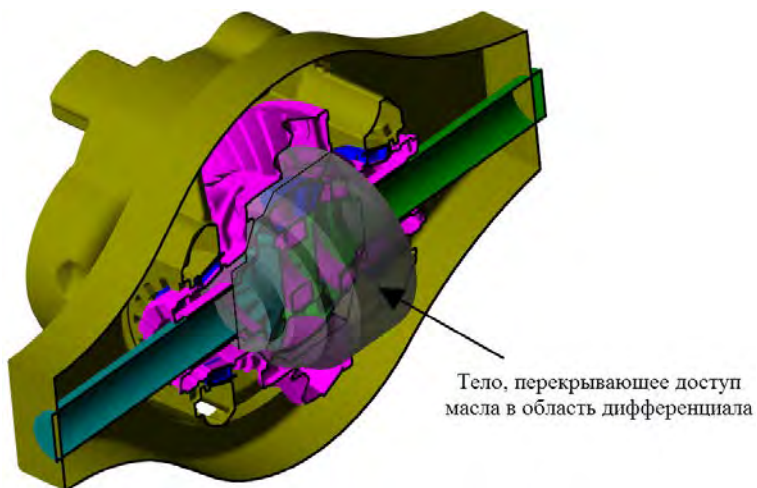


Рисунок 14 – Перекрытие части области дифференциала

Результаты моделирования режима 2 свидетельствуют о более интенсивном разбрызгивании масла вращающимися ведущим и центральным колёсами картера по сравнению с режимом 1 (рисунок 15).

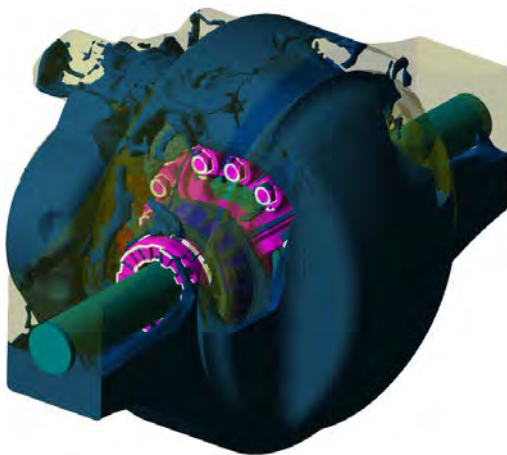


Рисунок 15 – Распределение масла в расчётной области (режим 2)

На рисунке 16 представлено распределение масла с рассечением расчётной области плоскостью.

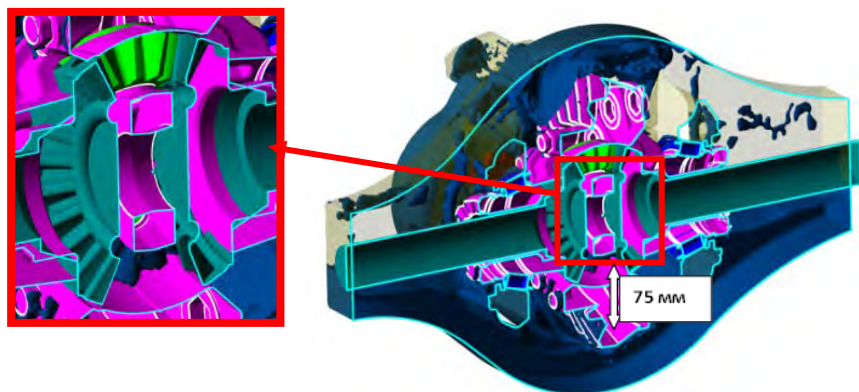


Рисунок 16 – Распределение масла с рассечением расчётной области (режим 2)

На рисунке 17 представлено распределение масла на поверхностях сателлитов по окончании 5 оборотов центрального колеса.

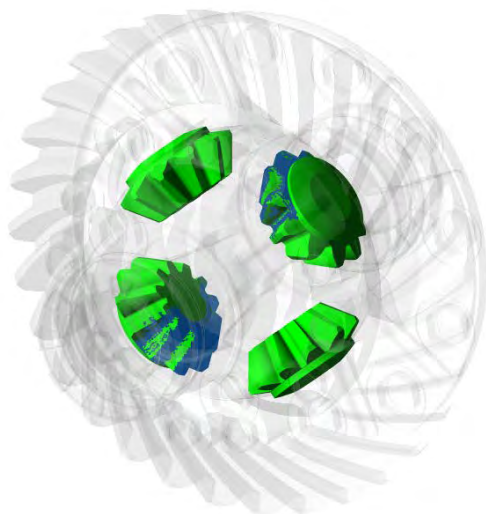


Рисунок 17 – Распределение масла на поверхностях сателлитов (режим 2)

После 5 оборотов центрального колеса незначительный объем масла попадает в область дифференциала, смазывая лишь часть поверхности двух сател-

литов. Основная масса масла, как и в режиме 1, располагается на стенках корпуса, центральном и ведущем колёсах и на поверхности подшипников. Расстояние от уровня масла до окон центрального колеса составляет порядка 75 мм (см. рисунок 16). Это свидетельствует, что масло в область дифференциала не затекает в достаточном объёме, а попадает только в виде брызг.

Сравнительный анализ результатов моделирования с предыдущим вариантом расчета показал, что увеличение температуры на рассматриваемом режиме не приводит к существенному изменению в распределении масла в области расположения сателлитов.

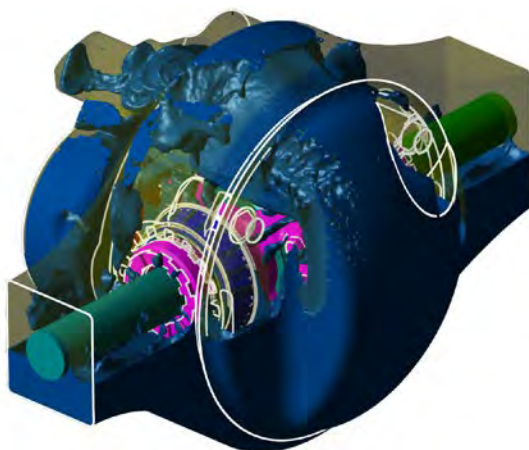


Рисунок 18 – Распределение масла в расчётной области (режим 3)

4.3. Режим 3

Результаты моделирования режима 3 показывают, что основная часть масла, как и в предыдущих режимах, располагается на стенках корпуса, центральном и ведущем колёсах и на поверхности подшипников (рисунок 18). Из-за более низкой скорости вращения в область дифференциала попадает гораздо больший объем масла по сравнению с режимом 2 (рисунок 19). Из-за вращения сателлитов вокруг своей оси, масло распространяется по всей их поверхности,

что говорит о более качественном смазывании этих элементов конструкции (рисунок 20).

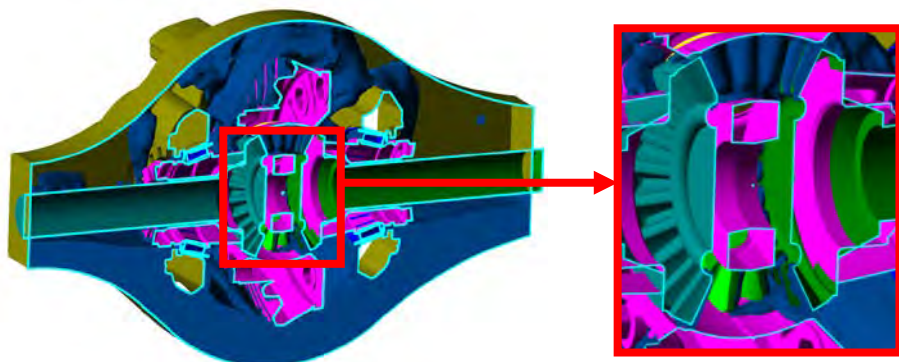


Рисунок 19 – Распределение масла с рассечением расчётной области (режим 3)

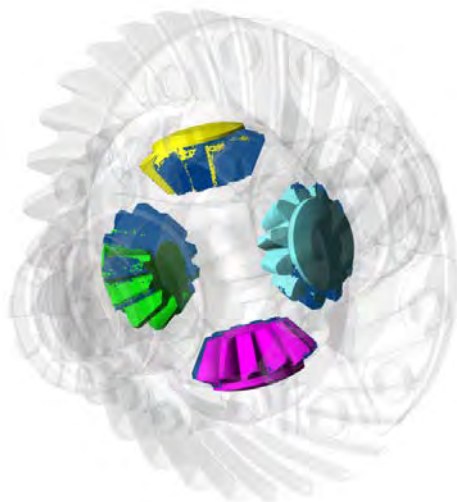


Рисунок 20 – Распределение масла на поверхностях сателлитов (режим 3)

Результаты моделирования показали, что уменьшение угловой скорости ведущего и центрального колёс и наличие вращения сателлитов вокруг собственной оси приводят к заметному изменению в распределении масла в обла-

сти расположения сателлитов, что приводит к более эффективному их смазыванию по сравнению с режимами 1 и 2.

В программном комплексе FlowVision выполнено моделирование гидродинамических процессов во фрагменте картера ведущего моста автомобиля семейства «КАМАЗ». Исследованы три режима работы картера.

Расчётная модель фрагмента картера ведущего моста построена с учётом изменения границы раздела «трансмиссионное масло-внешняя среда» под действием сложного движения вращающихся элементов конструкции и поля тяжести.

Полученное по результатам моделирования распределение масла в исследуемом объёме картера и анализ картины его течения показали, что на режимах 1 и 2 работы проникающий в область дифференциала объём масла не обеспечивает эффективную смазку его элементов. В режиме 3 наблюдается более эффективное смазывание сателлитов.

Экспертная оценка результатов анализа свидетельствуют об адекватности построенной расчётной методики и возможности применения программного комплекса FlowVision для исследования гидродинамических процессов во фрагменте картера ведущего моста.

ПРИМЕНЕНИЕ КОДА FLOWVISION ПРИ АНАЛИЗЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ ГЕРМЕТИЧНОСТИ ОБОЛОЧЕК ТВЭЛ БЫСТРОГО НАТРИЕВОГО РЕАКТОРА

Дружнов А.М.¹, Осипов С.Л.¹, Рогожкин С.А., Салаев А.В.¹, Усынина С.Г.¹
Жестков М.Н.², Похилко В.И.²

¹ АО «ОКБМ Африкантов», г. Нижний Новгород, Россия

² ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

Проектирование сложного инженерного объекта, каким является реакторная установка (РУ), является важнейшим этапом, определяющим последующие стадии жизненного цикла такого изделия. При этом качественное проектиро-

вание как процесс разработки и создания взаимосвязи различных систем, оборудования и элементов конструкций позволяет обеспечить надежную работу РУ.

Одним из основных защитных барьеров на пути распространения радиоактивных веществ в реакторе является оболочка тепловыделяющего элемента (ТВЭЛ), исключающая, при ее целостном состоянии, выход продуктов деления из топлива в теплоноситель. В реакторах на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем функцию контроля герметичности оболочек ТВЭЛ выполняет специальная система, одной из подсистем которой является секторная система контроля герметичности оболочек ТВЭЛ (ССКГО) [1].

Принцип работы ССКГО основан на регистрации нейтронного излучения короткоживущих продуктов деления топлива – предшественников запаздывающих нейтронов (ПЗН). При разгерметизации ТВЭЛ ПЗН поступают в омывающий топливо теплоноситель. Далее ПЗН вместе с потоком натрия транспортируются в район входных окон промежуточных теплообменников (ПТО), в районе которых за корпусом реактора в специальном блоке детектирования располагаются подвески ионизационных камер (ПИК), осуществляющие регистрацию нейтронного излучения ПЗН из объема теплоносителя в районе ПТО. При достижении предельно допустимых значений плотности потока запаздывающих нейтронов и скорости ее роста ССКГО обеспечивает выдачу аварийных сигналов в систему управления и защиты (СУЗ).

На основе анализа показаний различных ПИК ССКГО решается также задача обнаружения и локализации (ориентировочное определение местоположения) в активной зоне тепловыделяющих сборок (ТВС), имеющих негерметичные по топливу ТВЭЛ. Зависимость показаний ПИК от местоположения ТВС с негерметичными ТВЭЛ может быть получена по результатам проведения специальных экспериментальных исследований. В то же время развитие высоко-

производительной вычислительной техники и численных методов расчета сделали доступным использование для решения данной задачи программ численного моделирования.

Для расчета уровней нейтронного излучения на ПИК ССКГО используется код TORT. Исходными данными для TORT являются значения концентраций ПЗН, корректное пространственное распределение которых определяется правильным описанием процесса транспорта ПЗН с потоком теплоносителя от ТВС до района регистрации нейтронного излучения. Данная задача решается с помощью программного комплекса FlowVision, который учитывает особенности течения теплоносителя (натрия) в реакторах с интегральной компоновкой [2]. Это реакторы, в которых основное оборудование первого контура (насосы, ПТО) находится в одном баке с теплоносителем. Связка программ FlowVision и TORT позволяет получить зависимость показаний ПИК, расположенных за различными ПТО, от местоположения ТВС с негерметичными твэл в активной зоне реактора.

Для решения задачи транспорта ПЗН в теплоносителе первого контура с последующей передачей результатов расчета пространственного распределения концентраций ПЗН из FlowVision в TORT в составе программного комплекса FlowVision был разработан специальный расчетный модуль FV-BN [3].

Пространственное распределение концентрации ПЗН, полученное в программном комплексе FlowVision, передается в программу TORT по определенному алгоритму, учитывающему специфику пространственных сеток расчетных моделей обеих программ.

Модуль FV-BN был протестирован как на упрощенных моделях, так и на полномасштабных реакторных задачах.

На рисунке 1 приведена детализированная геометрическая модель половины проточной части верхней смесительной камеры (ВСК) реактора на быстрых

нейтронах с интегральной компоновкой с учетом головок ТВС активной зоны, элеваторной выгородки и опоры теплообменника в виде твердотельной модели.

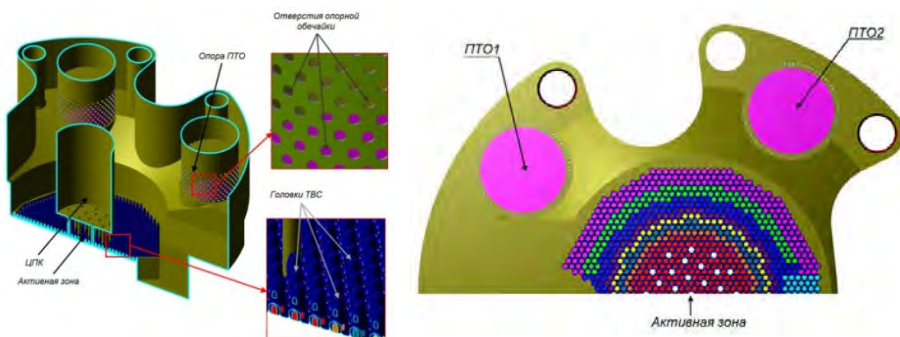


Рисунок 1 – Твердотельная модель половины проточной части ВСК
(в правой части представлен разрез в плоскости верхнего торца головок ТВС)

Транспорт ПЗН, выходящих из негерметичной ТВС, описывается изменением распределения их массовых концентраций в теплоносителе смесительной камеры с течением времени. Все ПЗН разделяются на группы в соответствии с их периодами полураспада (в данном расчете использовалось шесть групп). ПЗН представляют собой небольшую примесь, не влияющую на течение и термодинамику теплоносителя. Полагается, что свойства радиоактивных изотопов идентичны свойствам натрия (по сути, роль изотопов играют подкрашенные в разные цвета атомы жидкого натрия). В такой постановке массовая концентрация i -го радиоактивного вещества равна его молярной концентрации C_i .

FlowVision рассчитывает массовые доли изотопов C_i в 7-компонентной смеси, состоящей из жидкого натрия и шести групп изотопов:

$$C_{\text{Na}} + C_1 + C_2 + C_3 + C_4 + C_5 + C_6 = 1$$

Результаты расчета по FlowVision полей скоростей и температур в плоскости симметрии модели представлены на рисунке 2.

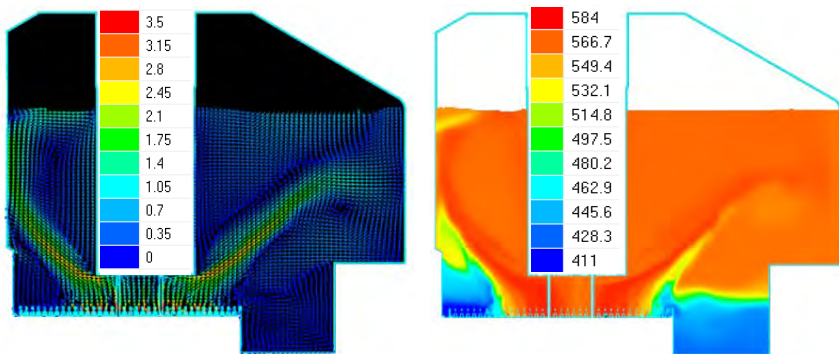


Рисунок 2 – Поле скоростей (м/с) и температур (С°) в плоскости симметрии расчетной модели

Видно, что течение натрия носит турбулентный характер, что в свою очередь влияет на время доставки ПЗН в район регистрации нейтронного излучения.

В перспективном реакторе с интегральной компоновкой основное оборудование первого контура расположено несимметрично относительно ПТО. Рядом с ПТО также расположены автономные теплообменники (АТО) и холодные фильтр-ловушки (ХФЛ) (см. рисунок 3). Расчеты проводились для трех местоположений ТВС с негерметичными твэл.



Рисунок 3 – Местоположение ТВС с негерметичными твэл и расположение блоков ССКГО

Имеющиеся вычислительные ресурсы не позволили по коду TORT провести расчет переноса нейтронного излучения ПЗН из теплоносителя на ПИК для всей модели ВСК. Поэтому для каждого ПТО была разработана своя XYZ-модель (см. рисунок 4), уменьшенного объема.

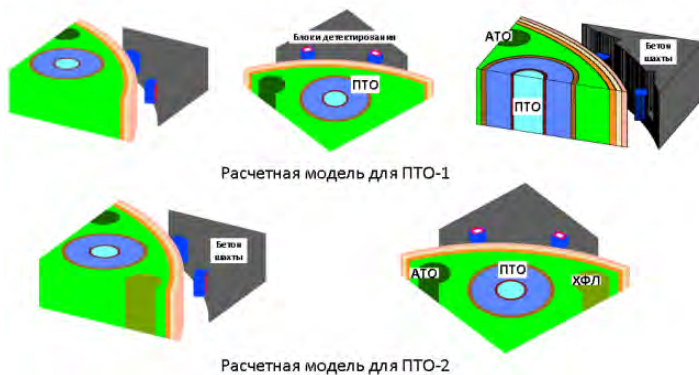


Рисунок 4 – Расчетные модели для TORT

Для ТВС 1 экспорт результатов расчета концентраций ПЗН в теплоносителе произведен на модели ПТО-1 и ПТО-2; для ТВС 2 – на модель ПТО-2; для ТВС 3 – на модель ПТО-1.

На рисунке 5 представлено пространственное распределение суммарной концентрации ПЗН, выходящих из ТВС-1, в горизонтальной плоскости, проходящей по уровню верхних отверстий решетки ПТО. Явно наблюдается неравномерность течения натрия и преимущественное распространение концентрация ПЗН в направлении ПТО-2.

Используя экспортированные из FlowVision концентрации ПЗН, по коду TORT были проведены расчеты плотностей потоков нейтронов в блоках детектирования ССКГО. Расчет проводился с использованием 175 групповой библиотеки констант, основанной на файлах оцененных ядерных данных ENDF/B-6 версии 8. Код TORT с вышеуказанной библиотекой констант верифицирован применительно к расчету защиты реакторов на быстрых нейтронах с натрие-

вым теплоносителем и аттестован в Ростехнадзоре (регистрационный номер 343 от 21 ноября 2013 г.).

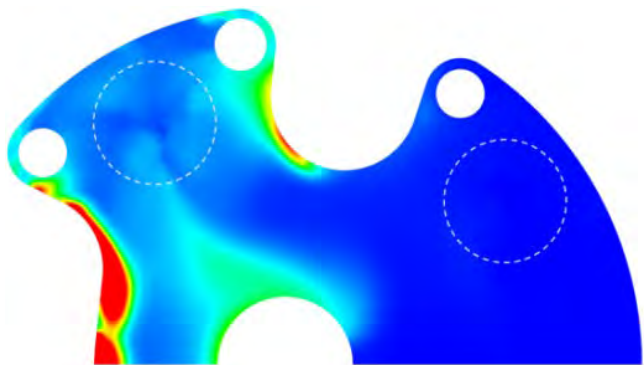


Рисунок 5 – Распределение суммарной концентрации ПЗН в горизонтальной плоскости на уровне девятого ряда отверстий решеток ПТО

В таблице 1 представлены результаты расчета в виде сравнения плотностей эквивалентного потока тепловых нейтронов, рассчитанных с использованием FlowVision и TORT и по проектной методике (отношение значений потоков, полученных по коду TORT, к проектным значениям).

Таблица 1 – Отношение плотностей эквивалентного потока тепловых нейтронов

Блок ССКГО	ПТО-1		ПТО-2	
	Источник запаздывающих нейтронов			
	TBC-3	TBC-1	TBC-2	TBC-1
Б	2.86	0.25	9.35	2.58
А	5.58	0.24	1.38	2.26
Среднее по блокам	4.22	0.25	5.36	2.42

Значения потоков, рассчитанные по коду TORT с использованием экспорта концентраций ПЗН из FlowVision, выше, чем потоки, рассчитанные по проектной методике, за исключением потоков в блоках ССКГО, расположенных напротив ПТО-1 от источника запаздывающих нейтронов в TBC-1. Более низ-

кие значения потоков нейтронов для этих блоков объясняются тем, что рассчитанное по FlowVision течение теплоносителя из центральных ячеек имеет преимущественное направление в сторону ПТО-2. Соответственно, и концентрация ПЗН около ПТО-2 будет больше, чем у ПТО-1. Порядка 90 % ПЗН, выходящих из ТВС-1, переносится теплоносителем в направление ПТО-2 и около 10 % – в направление ПТО-1. В проектной же методике предполагается равномерное размешивание теплоносителя, выходящего из центральных ячеек активной зоны, на все ПТО, и концентрация ПЗН около ПТО-1 и ПТО-2 принимается равной. Полученные результаты подтверждают консервативность (со значительным запасом – более двух раз) проектных данных по чувствительности и эффективности ССКГО перспективного реактора на быстрых нейтронах большой мощности.

В дальнейшем, после соответствующей верификации на базе планируемых экспериментов с метрологической сборкой на реакторе БН-800, расчеты с применением данной связки позволят оптимизировать проведение дорогостоящих экспериментальных исследований по калибровке ССКГО на перспективном реакторе с большей мощностью.

Список литературы:

1. *Староверов А.И., Саляев А.В., Керекеша А.В., Зверев И. Д.* Системы КГО в реакторах БН. Тезисы докладов конференции молодых специалистов «Инновации в атомной энергетике», Москва АО «НИКИЭТ», 20-21 ноября 2014 г.
2. *Рогожкин С.А., Осипов С.Л., Фадеев И.Д., Шепелев С.Ф., Аксенов А.А., Жлуктов С.В., Сазонова М.Л., Шмелев В.В.* Численное моделирование теплогидравлических процессов в верхней камере быстрого реактора // Атомная энергия. – 2013. – Т. 115, Вып. 5. – С. 295–298. – ISSN 0004–7163.

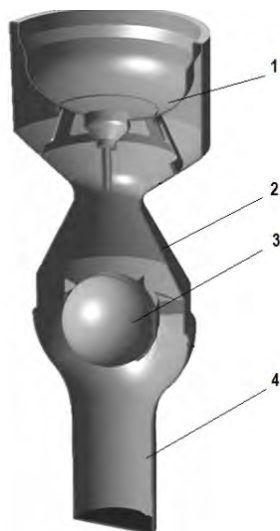
ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИКИ ОБРАТНОГО КЛАПАНА НА МОДЕЛЯХ И СРАВНЕНИЕ С РЕЗУЛЬТАТАМИ РАСЧЁТОВ ПО CFD-КОДАМ

Балуев Д.Е.¹, Никаноров О.Л.¹, Рогожкин С.А.¹, Шепелев С.Ф.¹
Аксенов А.А.², Жестков М.Н.², Сазонова М.Л.²

¹ АО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород, Россия

² ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

В системе аварийного отвода тепла инновационного реактора с жидкометаллическим теплоносителем ключевым элементом является обратный клапан (ОК) автономного теплообменника (АТО), перекрывающий течение теплоносителя в системе в режимах нормальной эксплуатации реактора и открывающий течение теплоносителя в режимах, требующих подключения системы аварийного отвода тепла (рисунок 1).



- 1 – днище теплообменника;
- 2 – проточная часть клапана;
- 3 – запирающий элемент;
- 4 – подводящий трубопровод

Рисунок 1 - Обратный клапан (в разрезе)

Работа обратного клапана данной конструкции основана на пассивном принципе – при нормальной эксплуатации реактора клапан закрыт под дей-

ствием напора теплоносителя, циркулирующего через активную зону реактора, а при необходимости подключения системы аварийного отвода тепла запирающий клапан открывается при снижении давления в напорной камере, с которой система аварийного отвода тепла соединена трубопроводами для подвода теплоносителя, охлаждённого в АТО, внутрь тепловыделяющих сборок.

В процессе конструирования обратного клапана был выявлен ряд проблемных вопросов:

- не изученность гидродинамики обратных клапанов подобного типа;
- отсутствие верифицированных методик расчёта обратных клапанов пассивного принципа действия, в том числе с использованием CFD-кодов;
- отсутствие экспериментальных данных для верификации выполненных и выполняемых расчётов ОК.

Комплекс экспериментальных исследований в обоснование обратного клапана

Для решения всех поставленных выше вопросов, связанных с конструированием ОК АТО был разработан комплекс экспериментальных исследований, направленных на получение данных о параметрах работы ОК и верификацию расчётных методик, основанных на использовании современных CFD-кодов [1].

Разработанный комплекс экспериментальных исследований обратного клапана включал в себя два этапа исследования гидродинамики обратного клапана, в ходе которых планировалось получить данные для верификации принятой расчётной методики:

- 1) Испытания упрощенной модели ОК в масштабе 1:5 с возможностью визуального наблюдения за поведением запирающего элемента модели. Испытания проводились для трех вариантов конструкции запирающего элемента (рисунок 2).

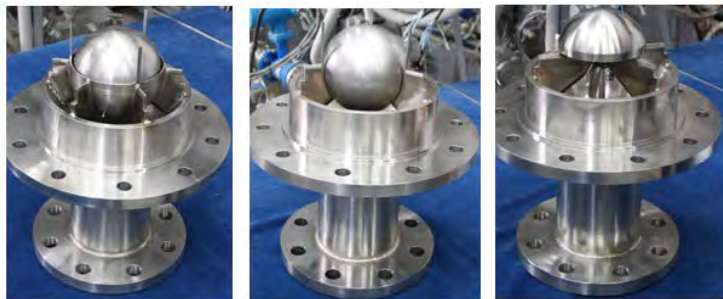
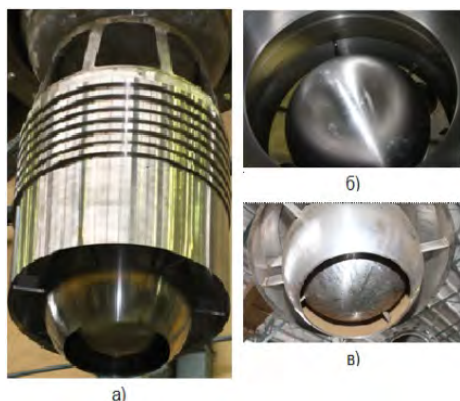


Рисунок 2 - Упрощенная модель ОК (варианты конструкции запирающего элемента)

2) Испытания полностью геометрически подобной модели ОК с принятым вариантом конструкции запирающего элемента в масштабе 1:1 для подтверждения способности натурного ОК выполнять функции, требуемые от него по условиям работы системы аварийного отвода тепла реактора в режимах её эксплуатации, при расходах воды, соответствующих штатным расходам жидкометаллического теплоносителя и с учетом технологии изготовления элементов проточной части (рисунок 3).



а – общий вид,
б – запирающий элемент, вид сверху,
в – запирающий элемент, вид снизу

Рисунок 3 - Полномасштабная модель ОК

Материалом запирающего элемента и корпуса ОК в испытаниях была коррозионно-стойкая сталь, идентичная стали, использованной в проекте конструкции натурного ОК АТО.

При гидродинамических испытаниях обратного клапана исследовались следующие характеристики: расход закрытия обратного клапана, перепад давления на клапане при его открытии, а также время закрытия клапана и скорость запирающего элемента при ударе о седло при закрытии.

Результаты экспериментальных исследований

1-й этап В процессе испытаний на первом этапе исследований были получены данные о влиянии геометрических параметров и относительной массы запирающего элемента на расход закрытия и скорость запирающего элемента в момент закрытия клапана (рисунки 4 и 5) и выбрана базовая конструкция клапана – с запирающим элементом в виде полового шара в опорной чаше [2].

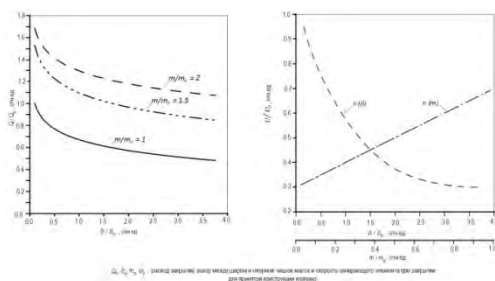


Рисунок 4 - Результаты испытаний упрощенной модели с запирающим элементом в виде шара в опорной чаше

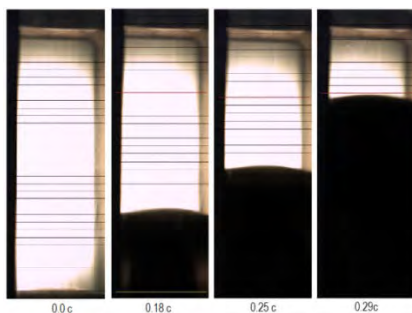


Рисунок 5 - Результаты испытаний упрощенной модели с запирающим элементом в виде шара в опорной чаше
(визуальное наблюдение за перемещением запирающего элемента в проточной части клапана)

2-й этап При испытаниях на втором этапе экспериментальных исследований были получены данные о гидравлическом сопротивлении полномасштабной модели ОК при расходах, соответствующих штатным расходам в системе аварийного отвода тепла, зависимости расхода закрытия клапана от степени его заполнения теплоносителем и перепаде давления на клапане при его открытии [3].

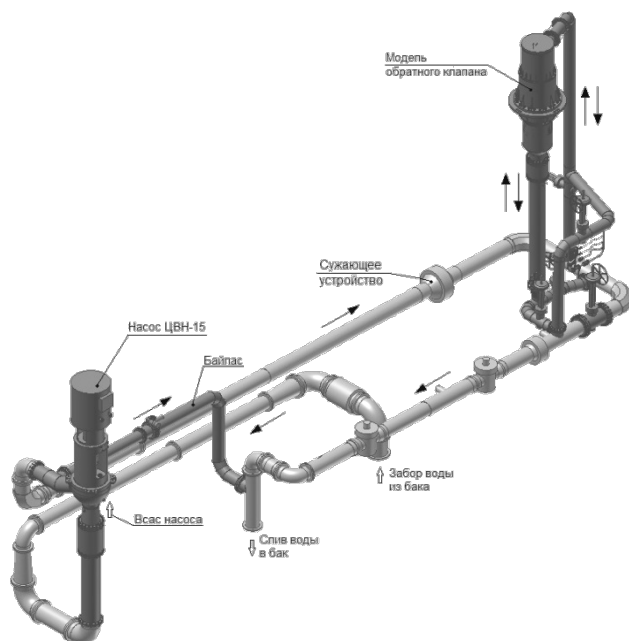


Рисунок 6 - Рабочий участок для испытаний и модель обратного клапана

Расчётные исследования

На стадии постановки, обоснования и анализа экспериментальных исследований выполнялись расчёты гидродинамических характеристик моделей ОК. Расчёты выполнялись с помощью CFD-кодов ANSYS-CFX и Flow Vision при использовании модели турбулентности $k-\epsilon$ в стационарной и нестационарной постановках.

На рисунках 7 и 8 представлены картины течения в полости упрощенной модели клапана, полученные в ходе расчетов.

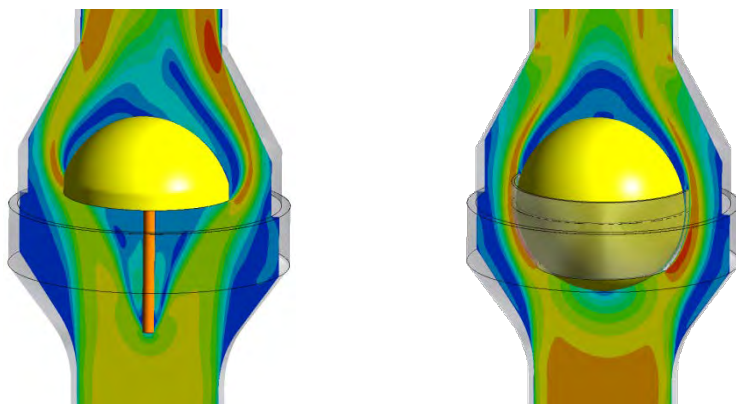


Рисунок 7 - Картина течения в полости упрощенной модели ОК с помощью кода ANSYS для двух вариантов конструкции запирающего элемента

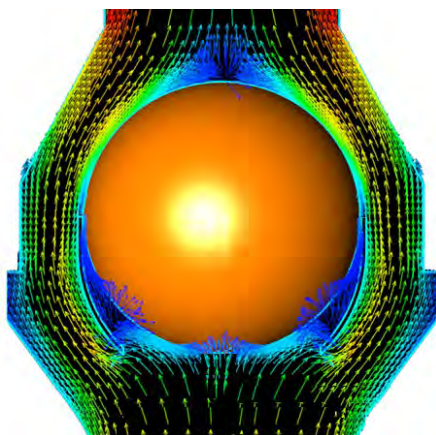


Рисунок 8 - Картина течения в полости упрощенной модели ОК с помощью кода FlowVision для принятой конструкции запирающего элемента

Сравнение результатов расчётов по кодам с результатами, полученными в ходе экспериментальных исследований гидродинамики упрощенной модели ОК представлено в таблицах 1 и 2. Прочерки в таблицах указывают на то, что испытания при данных величинах относительной массы и величины зазора

между шаром и опорной чашей не проводились. Расчёт скорости закрытия модели выполнялся только с использованием кода Flow Vision.

Таблица 1 - Относительное отличие расчётной величины расхода закрытия упрощенной модели ОК от экспериментальных значений

Варианты конструкции запирающего элемента	Относительное отличие расчётной величины от экспериментальных значений при отношении массы полого шара к массе шара, заполненного водой (m/m_o), %					
	ANSYS-CFX			Flow Vision		
	1,0	1,5	2,0	1,0	1,5	2,0
Тонкостенная сфера герметичная в опорной чаше, при относительной величине зазора между шаром и чашей (δ/δ_o): - 1,0; - 20,0; - 37,5	1,5 14,2 19,4	- 13,4 19,6	- 20,0 25,7	-18,8 8,4 19,4	- - 11,3	- - 13,8
Тонкостенная полусфера с направляющим стержнем	22	-	-	-	-	-

Таблица 2 - Относительное отличие расчётной величины время закрытия упрощенной модели ОК в расчёте по коду Flow Vision от экспериментальных значений

Варианты конструкции запирающего элемента	Относительное отличие расчётной величины в расчёте по коду Flow Vision от экспериментальных значений при отношении массы полого шара к массе шара, заполненного водой (m/m_o), %		
	1,0	1,5	2,0
Тонкостенная сфера герметичная в опорной чаше, при относительной величине зазора между шаром и чашей (δ/δ_o): - 1,0; - 20,0; - 37,5	25 -11 55	- - 62	- - 55

Было выполнено сопоставление перепадов давления между входом и каждой из точек отбора на границах проточной части модели (рисунок 9),

полученных в ходе экспериментов и в результате расчёта по CFD.

Сопоставление выполнялось с использованием зависимости:

$$\Delta P_p = a \cdot \Delta P_{\text{э}},$$

где ΔP_p – перепад давления в расчёте, Па

a – коэффициент пропорциональности, представляющий собой относительную величину совпадения результатов расчёта и эксперимента;

$\Delta P_{\text{э}}$ – перепад давления в эксперименте, Па

В таблице 3 представлены результаты сопоставления расчётных и экспериментальных результатов.

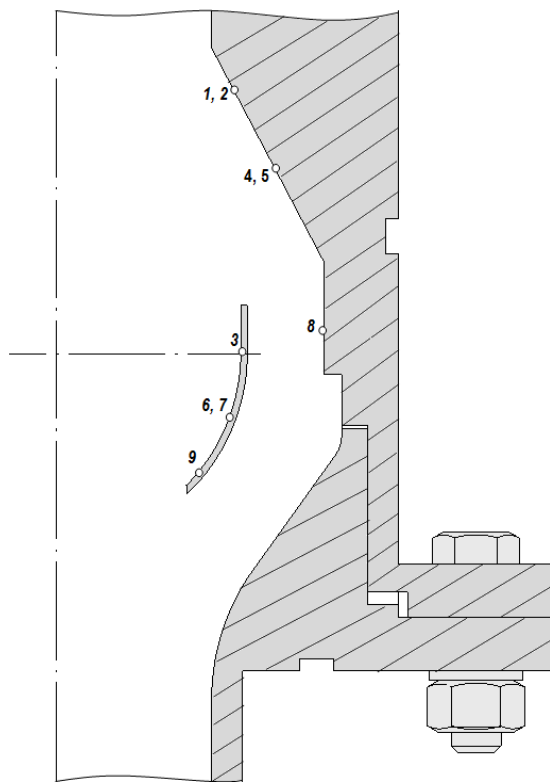


Рисунок 9 - Точки отбора давления на проточной части упрощенной модели ОК

Таблица 3 - Сравнение перепадов давления в проточной части в модели ОК с запирающим элементом в виде тонкостенной герметичной сферы в опорной чаше, полученных в ходе эксперимента, с результатами расчётов по кодам ANSYS-CFX и Flow Vision

Точка отбора давления в моде- ли ОК	Совпадение величины перепада давления, полученного в экспери- ментах, с перепадом давления, полученным в расчёте по коду					
	ANSYS-CFX			Flow Vision		
	при относительной величине зазора между шаром и чашей (δ/δ_0):					
	1,0	20,0	37,5	1,0	20,0	37,5
1	-0,09	0,06	0,78	0,44	0,23	0,70
2	-0,07	0,15	0,67	0,37	0,09	0,60
3	0,35	1,04	1,00	0,68	1,05	1,11
4	0,67	1,03	0,71	0,73	0,96	0,68
5	0,54	0,83	0,54	0,59	0,77	0,51
6	1,59	1,22	1,07	0,31	1,17	1,12
7	0,67	1,10	0,97	0,22	1,15	1,01
8	0,77	1,05	0,52	0,77	0,86	0,71
9	1,34	1,19	1,01	0,37	1,19	1,02

Как видно из таблицы 3, для всех точек отбора давления в модели ОК, за исключением точек 1 и 2, расчёты по кодам ANSYS-CFX и Flow Vision показали хорошее совпадение друг с другом

На рисунках 10 и 11 представлены картины течения в полости полномасштабной модели клапана.

Сравнение результатов расчётов по кодам с результатами, полученными в ходе экспериментальных исследований гидродинамики упрощенной модели ОК представлено в таблицах 4 и 5.

В качестве значения, относительно которого проводилось сравнение, приняты значения параметров, полученные с использованием кода ANSYS-CFX.

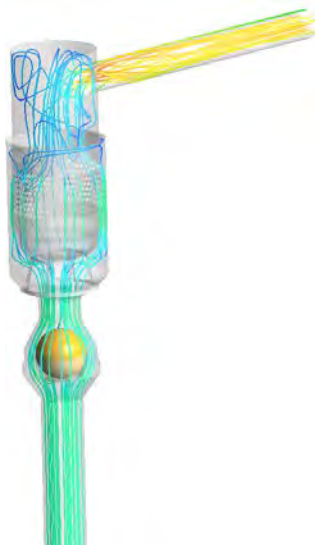


Рисунок 10 - Картина течения в полости полномасштабной модели ОК, полученная с использованием кода ANSYS

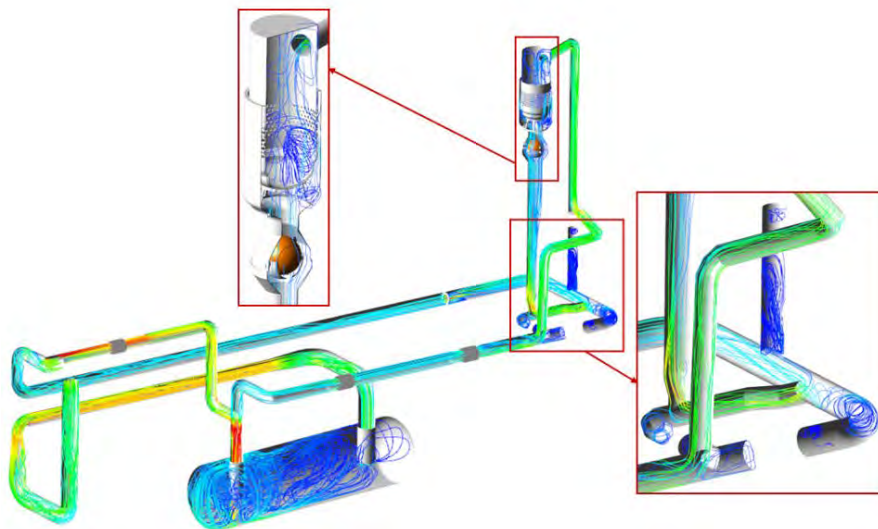


Рисунок 11 - Картина течения в полости полномасштабной модели ОК, полученная с использованием кода Flow Vision

Таблица 4 - Относительное отличие расчётной величины расхода воды, при которых модель ОК закрывается от экспериментальных значений

Отношении веса полого шара к весу шара, заполненного водой (m/m_o), %	Относительное отличие расчётной величины от экспериментальных значений, %	
	ANSYS-CFX	Flow Vision
1,0	4,9	11,9
2,0	17,9	17,4

Таблица 5 - Относительное тличие расчётной величины перепада давления между точками отбора давления в проточной части модели ОК от экспериментальных значений

Перепад давления	Относительное отличие расчётной величины от экспериментальных значений, %	
	ANSYS-CFX	Flow Vision
На ОК	1,1	3,6
На модели	9,6	1,7

Заключение

1. Выполнены гидродинамические исследования в обоснование конструкции обратного клапана системы аварийного отвода тепла реактора с жидкометаллическим теплоносителем;

2. Получены данные о гидродинамических параметрах модели ОК, геометрически полностью соответствующей обратному клапану АТО проектируемой системы аварийного отвода тепла;

3. Проведённые на втором этапе исследования подтвердили результаты, полученные ранее на упрощённой масштабной модели клапана, а именно – конструкция клапана способна выполнять требуемые от неё функции в составе системы аварийного отвода тепла реактора, гидродинамические параметры клапана близки к величинам, полученным расчётным путём;

4. Расчётная методика, основанная на использовании CFD-кодов, даёт результаты, хорошо согласующиеся с экспериментальными значениями.

Отличие расчётных параметров клапана от экспериментальных значений вероятнее всего обусловлено сложностью гидродинамических процессов в проточной части клапана и всей системы в целом.

Список литературы:

1. *Балуев Д.Е., Гайдукова Е.В., Никаноров О.Л., Рогожкин С.А., Шепелев С.Ф.*. Обоснование комплекса расчётно-экспериментальных исследований обратного клапана // Сб. докладов научно-технического семинара «Проблемы верификации CFD-кодов в атомной энергетике», Н.Новгород, 2012
2. *Балуев Д.Е., Гусев Д.В., Мешков С.И., Никаноров О.Л., Осипов С.Л., Рогожкин С.А., Рухлин С.В., Шепелев С.Ф.* // Исследование функциональных характеристик обратного клапана системы аварийного отвода тепла на масштабной модели. Известия ВУЗов. Ядерная энергетика, 2015, № 1, с. 103-111.
3. *Балуев Д.Е., Никаноров О.Л., Рогожкин С.А., Шепелев С.Ф.* Расчётно-экспериментальный анализ гидродинамики полномасштабной модели обратного клапана // Сб. докладов научно-технического семинара «Проблемы верификации CFD-кодов в атомной энергетике», Н.Новгород, 2016

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И МАСШТАБИРУЕМОСТИ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА FLOWVISION НА КЛАСТЕРЕ С ИНТЕРКОННЕКТОМ АНГАРА

Акимов В.С.¹, Ющенко А.А.¹, Силаев Д.П.¹
Симонов А.С.², Семенов А.С.²

¹ ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

² АО «НИЦЭВТ», г. Москва, Россия

Развитие вычислительной техники происходит ежедневно, производители предлагают все более и более совершенные устройства, а вычислительные центры оборудуются с применением более современных технологий. С одной стороны растет количество ядер процессоров, с другой – увеличивается

пропускная способность памяти и совершенствуется интерконнект между вычислительными узлами. Таким образом, перед инженерами компаний, занимающихся инсталляцией суперкомпьютерных комплексов, стоит нелегкая задача: обеспечить максимальную возможность полного раскрытия потенциала современной вычислительной техники в рамках многопроцессорного кластера. Тем временем, конечный результат оценивается производительностью вычислений и экономической целесообразностью.

В современных суперкомпьютерах наиболее часто применяются коммерческие коммуникационные сети Mellanox Infiniband и Intel OmniPath. Кроме того, применяются коммуникационные сети типа IBM BlueGene/Q, Tofu, которые производятся для конкретных серий суперкомпьютеров и не поставляются отдельно от них. При этом в сериях могут создаваться как уникальные суперкомпьютеры из первой десятки Top500, так и небольшие системы для нужд промышленных организаций. Также интерес представляют европейские разработки в области высокоскоростных сетей, прежде всего это Bull Exascale Interconnect (BXI) [1] и Extoll [2].

Сеть Ангара [3, 4] — первая российская высокоскоростная коммуникационная сеть на основе СБИС маршрутизатора. СБИС маршрутизатор коммуникационной сети является разработкой АО «НИЦЭВТ» и выпущен по технологии 65 нм. Сеть поддерживает топологию «многомерный тор» (возможны варианты от 1D- до 4D-тор), режим прямого доступа к памяти удаленных узлов RDMA, технологию GPUDirect, все стандартные средства программирования (библиотека MPI, технология OpenMP, библиотека SHMEM, стек протоколов TCP/IP). Коммуникационная сеть Ангара совместима с процессорами x86, Эльбрус, ARM, а также ускорителями GPU, FPGA. В настоящий момент существуют два вычислительных кластера, оснащенных сетью Ангара: 32-узловой гибридный кластер в ОИВТ РАН (с топологией 4D-тор 4x2x2x2) и 36-узловой

кластер «Ангара-K1», установленный в АО «НИЦЭВТ» с топологией 3D-тор 4x3x3. Результаты оценочного тестирования кластера «Ангара-K1» на тестах OSU, Intel MPI Benchmarks, тестах NAS Parallel Benchmarks представлены в статье [5].

Одним из наиболее распространенных вариантов использования мощностей суперкомпьютеров являются инженерные расчеты в области гидро- и газодинамики. Со стороны пользователей CFD-кодов спрос на повышение производительности вычислений всегда будет актуальным. Спектр решаемых задач давно вышел за пределы однопроцессорных вычислений, поэтому скорость счета, в основном, определяется возможностью многократно ускорять расчет посредством использования большого количества ядер и процессоров. Такая возможность называется масштабируемостью вычислений и зависит, прежде всего, от выбора вычислительного метода и приемов при организации программного кода, от которых зависят показатели эффективности использования подсистемы памяти и интерконнекта.

В данной работе проводится исследование масштабируемости вычислений при решении нескольких задач газодинамики при помощи программного комплекса FlowVision на кластере «Ангара-K1», оснащенного интерконнектом Ангара. Исследование производится в сравнении с другими суперкомпьютерами, использующими интерконнект Infiniband 4xFDR.

Программный комплекс FlowVision

Программный комплекс FlowVision – это многоцелевое решение для моделирования трехмерных течений жидкости и газа в технических и природных объектах, а также визуализации этих течений методами компьютерной графики [6]. Моделируемые течения включают стационарные и нестационарные, сжимаемые и несжимаемые потоки жидкости и газа. FlowVision относится к программному обеспечению, использующему методы вычислительной гидро-

газодинамики (CFD) и, в частности, метода конечных объемов (МКО). С использованием этих методов производится численное решение уравнений неразрывности, количества движения Навье-Стокса, энергии и других. При использовании МКО пространственная дискретизация решаемой задачи осуществляется путем разбиения расчетной области на небольшие соприкасающиеся объемы, представляющие собой ячейки расчетной сетки. Расчетная сетка во FlowVision является декартовой, ячейки сетки представляют собой гексаэдры. При этом имеется возможность производить локальное сгущение расчетной сетки в областях, где требуется более подробное разрешение особенностей геометрической модели или градиентов физических величин. Такое сгущение может быть проведено в локальном объеме, по поверхности геометрической модели или исходя из решения, в том числе в автоматическом режиме.

Неявные схемы аппроксимации, используемые во FlowVision, требуют решения разреженных систем линейных алгебраических уравнений (СЛАУ) с высокой точностью на системах с распределенной памятью. На решение СЛАУ расходуется значительная часть общих затрат машинного времени и оперативной памяти. В связи с этим, выбор эффективного метода решения СЛАУ является важной задачей и способен сократить время, требуемое на моделирование. Во FlowVision реализованы 3 различных решателя СЛАУ: алгебраический многосеточный метод (AMG) с агрегативным способом огрубления, AMG с селективным способом огрубления и TParFBSS, сочетающий предобуславливание типа неполного треугольного разложения и итерационную схему крыловского типа. Конкретный решатель СЛАУ выбирается адаптивно с помощью технологии AST (Aggregative AMG – Selective AMG – TParFBSS). Его выбор зависит от накопленной на предыдущих итерациях FlowVision истории решения СЛАУ конкретного типа. При получении всех результатов, представленных в данной статье, использовалась технология AST, а решение СЛАУ

осуществлялось с помощью метода AMG с агрегативным способом округления.

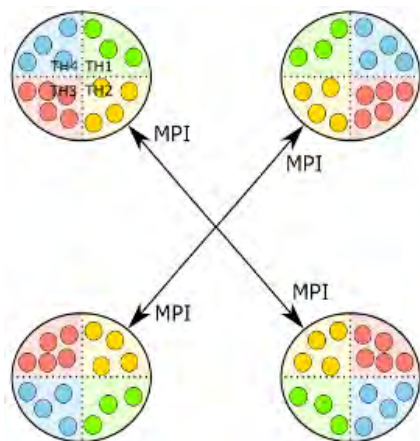


Рисунок 1 - Гибридная параллельная архитектура FlowVision

Для уменьшения времени счета проводимые вычисления требуется распараллелить в соответствии с архитектурой используемой вычислительной техники. Современные вычислительные кластеры обладают архитектурой с распределенной памятью: с одной стороны, имеется набор вычислительных узлов, обмен данными между которыми осуществляется посредством интерконнекта, с другой стороны, каждый узел представляет собой многопроцессорный (многоsocketный) сервер с общим доступом к оперативной памяти. В рамках одного сокета доступ к памяти, обычно, является однородным (UMA), в то время как доступ к памяти соседнего сокета является неоднородным (NUMA). Поэтому во FlowVision реализован гибридный подход к распараллеливанию вычислений, сочетающий в себе преимущества распараллеливания по MPI и по нитям (threads) (рис. 1) [7]. В рамках однородного доступа к памяти одного процессора, как правило, преимуществами обладает метод распараллеливания по нитям, который, в том числе, позволяет использовать меньшее количество оператив-

ной памяти. В то же время, для распараллеливания между процессорами необходимо использовать MPI. Поэтому реализация именно такой схемы изначально предлагается пользователям FlowVision: между процессорами распараллеливание происходит по MPI, а по ядрам процессора с использованием нитей (рис. 1). Однако в зависимости от архитектуры вычислительной сети и особенностей решаемых задач может оказаться более эффективным использование более чем одного MPI-процесса на процессор (особенно в случае большого количества ядер процессоров). В связи с этим, имеется гибкая возможность задания желаемых комбинаций MPI-процессов и нитей.

Спектр задач решаемых во FlowVision очень широк и возможно бесконечное множество различных конфигураций расчетной сетки и количества процессоров, используемых для вычислений. Значительная доля промышленных задач в области гидро- и газодинамики имеют сложную геометрическую модель и требуют хорошего локального разрешения расчетной сеткой градиентов физических величин. При этом внутри расчетной области могут содержаться значительные объемы (например, твердых тел), не являющиеся расчетными. Также у поверхностей этих тел, зачастую, требуются локальные сгущения сетки и использование так называемой приповерхностной сетки. Кроме того, эти твердые тела могут менять положение в пространстве, при этом сетка динамически перестраивается в процессе расчета. Расчетную область от нерасчетной может отделять и свободная поверхность (поверхность раздела фаз), которая также динамически изменяется и способствует перестроению расчетной сетки. Объем вычислений, осуществляемый для ячеек около поверхности твердого тела, в приповерхностной сетке и около свободной поверхности отличается от объема вычислений в ячейках, удаленных от этих поверхностей. Поэтому простой балансировки по количеству ячеек оказывается недостаточно. По этим причинам оказывается невозможным изначально организовать код таким обра-

зом, чтобы вычисления для всех вариантов постановок расчетных задач были бы одинаково хорошо сбалансированы и каждый MPI-процесс обрабатывал бы равноценный объем вычислений, особенно при наличии динамического перестроения сетки. Для решения этой проблемы FlowVision имеет собственный инструмент «Динамическая балансировка», позволяющий существенно ускорить многопроцессорные вычисления за счет перераспределения ячеек в процессе расчета между MPI-процессами. Следует отметить, что «Динамическая балансировка» не просто уравнивает кол-во ячеек, обрабатываемых каждым MPI-процессом (что можно было бы сделать предварительно), а уравнивает время, затрачиваемое на вычисления на каждом из них (что можно сделать только в процессе расчёта).

Технические характеристики использованных суперкомпьютеров

Исследования масштабируемости FlowVision проводились с использованием упомянутого выше кластера «Ангара-К1», а также других суперкомпьютеров. Технические характеристики используемых суперкомпьютеров представлены в таблице 1.

Таблица 1 - Технические характеристики суперкомпьютеров

Суперкомпьютер	«Ангара-К1» (раздел А)	«Ломоносов-2» (раздел compute)	Cluster Z
Процессор	Intel Xeon E5-2630, 2.30 GHz	Intel Xeon E5-2697v3, 2.6 GHz	Intel Xeon E5-2670, 2.6 GHz
Количество физических ядер процессора	6	14	8
Количество логических ядер при использовании Hyper-Threading (HT)	12	28	HT отключен
Кэш-память, МБ	15	35	20
Максимальная пропускная способность памяти, ГБ/с	42.6	68	51.2
Количество процессоров на узле	2	1	2

Количество оперативной памяти на узел, ГБ	64	64	64
Топология, интерконнект	Ангара, 3D-тор 4x3x3	Mellanox FDR InfiniBand (56 Гбит/с)	FDR InfiniBand (56 Гбит/с)
Реализация MPI	MPICH 3.0.4	OpenMPI 1.8.4	Intel MPI 5.1

На всех кластерах установлена система очередей SLURM, для запуска определенного количества MPI-процессов на каждый узел использовался параметр *--ntasks-per-node*.

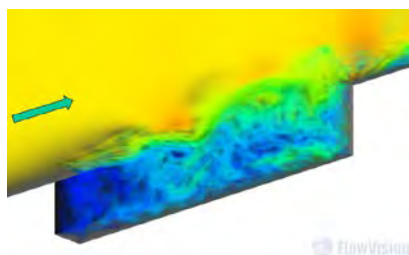
Тестовые задачи

При решении прикладных задач инженеры сталкиваются с множеством различных особенностей расчетных моделей. Эти задачи имеют различную геометрическую модель, количество расчетных ячеек, а также степень неоднородности расчетной сетки из-за наличия локальных сгущений сетки, нерасчетных объемов и т.п. Поэтому в рамках данной работы для исследования особенностей масштабирования вычислений использовались задачи различного типа и размерности. Основные особенности рассматриваемых тестовых задач сведены в таблицу 2.

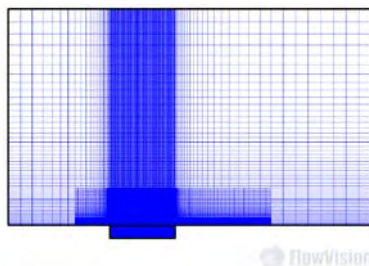
Таблица 2 - Характеристики тестовых задач

Тестовая задача	M219 Cavity case [8], рис. 1	Внешнее обтекание самолета, рис. 2	Смеситель, рис. 3
Постановка	Трехмерная	Трехмерная	Трехмерная
Моделируемые физические явления	Теплоперенос, движение	Теплоперенос, движение, турбулентность	Теплоперенос, движение, турбулентность
Количество ячеек расчетной сетки	5,5 млн.	26,8 млн.	260 тыс.
Приповерхностная сетка	Отсутствует	Есть	Отсутствует
Адаптация (сгущение) расчетной сетки	Локально в объеме	По поверхности	Отсутствует

Задача обтекания каверны воздухом – *M219 Cavity case* (рисунок 1) является широко известным в литературе валидационным тестом [8] и представляет класс задач внешнего обтекания объектов, имеющих простую геометрическую форму. Как правило, расчетная сетка в таких задачах имеет локальные сгущения (рисунок 1а), однако декомпозицию сетки по MPI-процессам удастся провести таким образом, чтобы разница их загрузки не превышала 20%.



а – объемная визуализация скорости

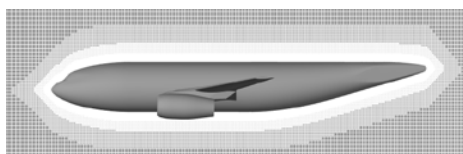


б – расчетная сетка

Рисунок 2 - Задача *M219 Cavity case*

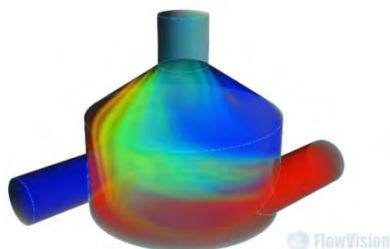


а – геометрическая модель самолета

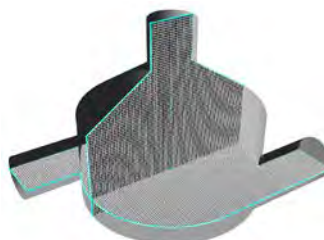


б – расчетная сетка

Рисунок 3 - Задача моделирования внешнего обтекания самолета



а – объемная визуализация температуры



б – сечения расчетной сетки

Рисунок 4 - Задача смешивания горячей и холодной воды в смесителе

В тестовой задаче внешнего обтекания самолета (рисунок 2), напротив, неравномерность загрузки процессоров может оказываться значительной (50% и более) из-за неоднородности расчетной сетки: наличия сложной геометрической модели (рисунок 2а), сгущения сетки на поверхности (рисунок 2б) и использования приповерхностной сетки.

В качестве теста с малым количеством расчетных ячеек и, кроме того, обеспечивающего отличную равномерность загрузки процессоров, использовалась задача смешивания горячей и холодной воды в смесителе (рисунок 3).

Методика исследований и режимы запусков

Для осуществления исследований и получения результатов проводились запуски тестовых задач, представленных в таблице 2, в различных режимах и фиксировалось время вычисления контрольного шага для каждого из них. Под режимом запуска тестовой задачи в данной работе понимаются сведения о количестве задействованных расчетных узлов, количестве MPI-процессов, назначенных на каждый расчетный узел и количестве нитей на каждый MPI-процесс (таблица 3).

Таблица 3 - Режимы запуска параллельных задач

	Количество узлов (<i>Nodes</i>)	Количество MPI-процессов на узел (<i>MPIs</i>)	Количество нитей на каждый MPI-процесс (<i>threads</i>)
Параметр системы очередей SLURM или FlowVision	-N (параметр SLURM)	--ntasks-per-node (параметр SLURM)	threads (параметр FlowVision)
Пример	24	2	6
Обозначение для примера (<i>Nodes x MPIs x threads</i>)	24x2x6		

Масштабируемость вычислений при запусках по одному MPI-процессу на узел

На первом этапе исследовалась масштабируемость вычислений при запусках задачи *M219 Cavity case* с использованием одного MPI-процесса на узел и количества нитей, равного количеству физических ядер процессоров. Запуски проводились на двух суперкомпьютерах: «Ангара-К1» и «Ломоносов-2». Для всех исследуемых режимов тестовая задача запускалась на расчет с 150-го до 155-го шага и время вычисления фиксировалось для шага с номером 155. Следует отметить, что до 150-го расчетного шага течение газа уже развилось, все вспомогательные операции по построению расчетной сетки, её адаптации, набору статистики и т.п. завершены.

Зависимость времени вычисления шага от количества используемых узлов приведена на рис. 5а. На рис. 5б показано ускорение вычислений относительно показателей при одноузловом запуске.

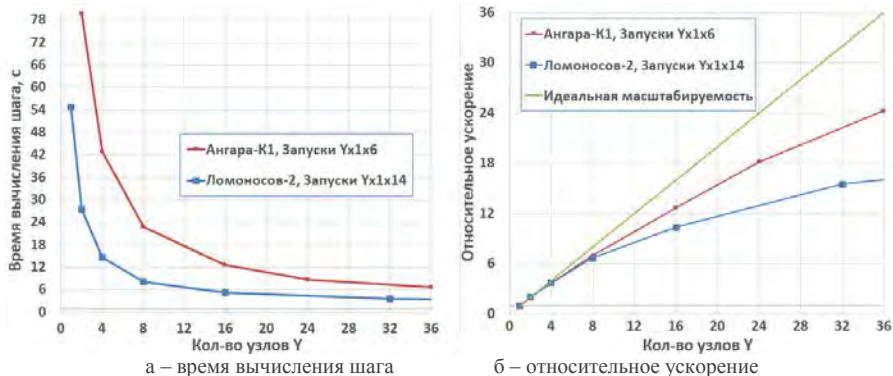


Рисунок 5 - Масштабируемость вычислений при запусках по одному MPI-процессу на узел

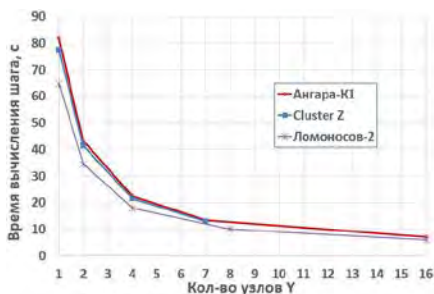
Можно видеть, что время вычисления шага значительно ниже на суперкомпьютере «Ломоносов-2», благодаря более современным процессорам (см. таблицу 1). Этот фактор также способствуют тому, что относительные временные затраты на MPI-обмены растут более интенсивно на «Ломоносов-2» с увеличе-

нием количества узлов. Кроме того, из таблицы 1 можно видеть, что процессоры «Ломоносов-2» имеют в 2.3 раза большее количество ядер, в то время как максимальная пропускная способность памяти выше всего в 1.6 раз. Указанные факторы объясняют, почему масштабируемость «Ломоносов-2» выглядит хуже.

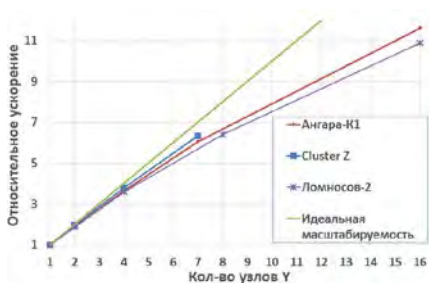
Масштабируемость вычислений при запусках по два MPI-процесса на узел

Далее проводились запуски той же задачи по два MPI-процесса на узел кластеров «Ангара-K1», «Ломоносов-2» и Cluster Z. Для корректности сравнения на всех кластерах использовалось 6 нитей на MPI-процесс, то есть проводились запуски в режиме Yx2x6. Сравнение результатов по времени вычисления шага и относительному ускорению представлены на рис. 5.

Из рис. 6 видно, что кластеры «Ангара-K1» и Cluster Z, укомплектованные процессорами одного поколения, демонстрируют практически идентичные показатели производительности и масштабируемости вычислений. В то время, как на более современных процессорах кластера «Ломоносов-2» время вычисления шага ощутимо ниже (рис. 6а), а потому и масштабируемость выглядит несколько хуже (рис. 6б).



а – время вычисления шага



б – относительное ускорение

Рисунок 6 - Масштабируемость вычислений при запусках по два MPI-процесса на узел (запуски Yx2x6)

Эффект использования Hyper-Threading (HT)

На рис. 7 представлена кривая масштабируемости той же задачи по количеству нитей при запусках на 24 узла по два MPI-процесса на узел кластера «Ангара-К1». Можно видеть, что использование всех логических ядер HT позволяет получить прирост производительности всего на 4.5%.

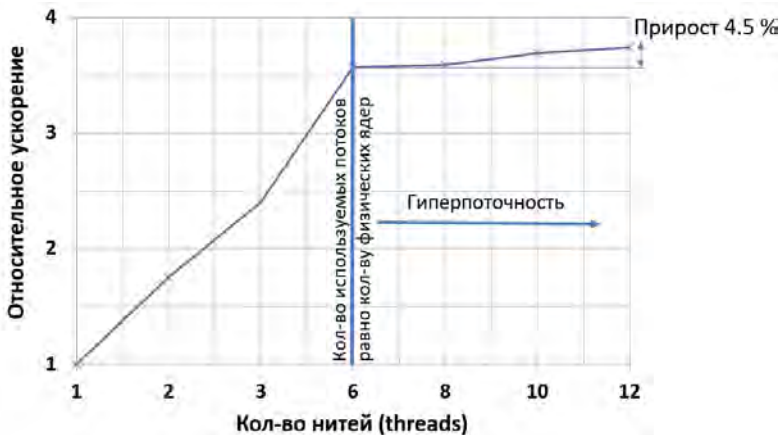


Рисунок 7 - Масштабируемость вычислений по количеству нитей

С целью определить наиболее оптимальный способ использования логических ядер HT были проведены запуски при различных комбинациях *MPIs* и *threads* (таблица 3) при сохранении неизменным суммарного количества потоков на узел ($MPIs \times threads = 24$). Также для этих запусков неизменным оставалось количество узлов $Nodes=24$. Прирост производительности вычислений при этих запусках относительно запуска $24 \times 2 \times 6$ представлен на рис. 8.

Как можно видеть из рис. 8, наиболее эффективным оказалось использование всех логических ядер HT за счет удвоения количества MPI-процессов (запуск $24 \times 4 \times 6$). В то время, как запуски с использованием более восьми MPI-процессов на узел (т.е. четырех на физический процессор) показали ухудшение производительности вычислений.

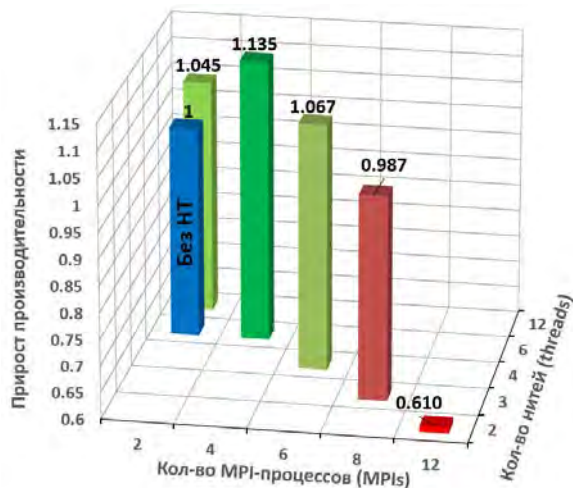
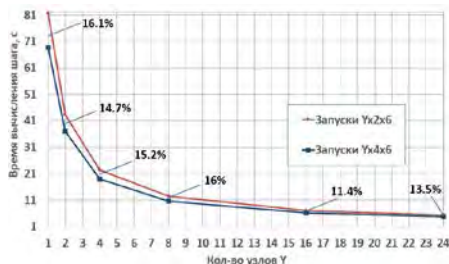
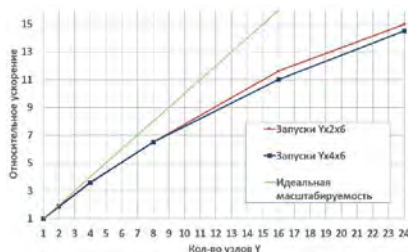


Рисунок 8 - Прирост производительности вычислений различных запусков по сравнению с запуском 24x2x6

Определенный интерес представляет, как выглядит преимущество найденного оптимального сочетания $MPIs \times threads = 4 \times 6$ при различном количестве узлов. На рис. 9 представлено сравнение кривых времени вычисления шага и относительного ускорения для запусков с использованием двух и четырех MPI-процессов на узел. Можно видеть, что время вычисления шага ниже на 11.4-16.1% в случае использования удвоенного количества MPI-процессов во всем диапазоне числа использованных узлов.



а – время вычисления шага



б – относительное ускорение

Рисунок 9 - Сравнение масштабируемости вычислений при запусках по два и четыре MPI-процесса на узел

Масштабируемость задачи с малым числом ячеек и предел масштабируемости

Масштабируемость любого CFD-приложения имеет некоторые пределы, которые проявляются при определенном количестве расчетных ячеек, приходящихся на ядро процессора. С целью определения этих пределов в данной работе рассматривалась задача с относительно малым количеством ячеек – 260 тысяч (см. таблицу 2, задача «Смеситель»). Для всех исследуемых режимов запуска данной тестовой задачи фиксировалось время вычисления 8-го шага от начала расчета. На рис. 10. представлены кривые ускорения вычислений на кластерах «Ангара-K1» и «Ломоносов-2» при увеличении суммарного количества ядер относительно запуска на одно ядро процессора. Отметим, что в отличие от запусков, представленных на рис. 4, в данном случае на обоих кластерах на каждый узел запускалось по 2 MPI-процесса по 6 нитей ($MPIs \times threads = 2 \times 6$).

Из кривых на рис. 8 видно, что на обоих кластерах кривая масштабируемости имеет экстремум при количестве ячеек на ядро процессора равном 1200. В данном случае кластер «Ангара-K1» демонстрирует не только несколько лучшую кривую масштабируемости, но и лучшую «толерантность» к малому числу ячеек на ядро процессора в области, где возможны проявления эффектов кэш-памяти. Однако, стоит отметить, что, как правило, при столь малом количестве ячеек на ядро процессора, время, затрачиваемое на MPI-обмены, становится сравнимым с временем вычисления расчетного шага. Поэтому, в подавляющем большинстве случаев, при решении промышленных задач такая «глубокая» масштабируемость является коммерчески нецелесообразной. В целом, при желании выходить в область менее 5 тысяч ячеек на ядро пользователям FlowVision рекомендуется предварительно получить кривые, подобные рис. 10 на конкретном типе решаемой задачи и конкретной аппаратуре.

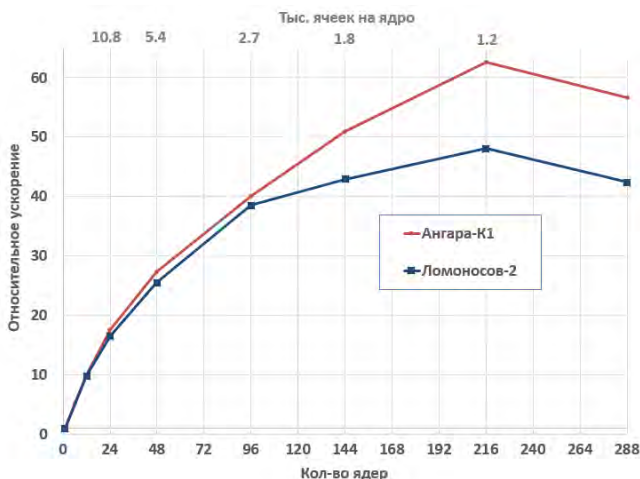


Рисунок 10 - Сравнение масштабируемости вычислений задачи с малым числом ячеек

Масштабируемость задачи с существенно неоднородной расчетной сеткой

Выше отмечено, что такие особенности задач как наличие сложной геометрической модели, локальные сгущения расчетной сетки у поверхностей твердых тел и использование приповерхностной сетки в процессе расчета могут привести к значительной неравномерности загрузки MPI-процессов и следовательно процессоров. В частности, при осуществлении вычислений на кластере «Ангара-K1» задачи внешнего обтекания самолета, представленной в таблице 2 и на рис. 2, с использованием 48 MPI-процессов (режим запуска 24x2x6) разница загрузки процессов составляет почти 300%. Такая разница является значительным дисбалансом и означает, что некоторые процессы большую часть времени ждут, пока остальные закончат вычисления.

Для оценки эффективности влияния технологии «Динамическая балансировка» в таких задачах, данная технология была включена на протяжении 10 расчетных шагов, начиная с 801-го. Данные снимались с 11-го по счету шага, когда динамическая балансировка уже сделала свою работу и уже не тратит машинное время на анализ существующей неравномерности. На

рис. 11. представлено сравнение кривых времени вычисления 11-го по счету шага и относительного ускорения для запусков с использованием технологии «Динамическая балансировка» и без неё. Ускорение вычислений измерялось относительно запуска на 4 расчетных узла, так как при использовании меньшего количества узлов оказалось недостаточно оперативной памяти для осуществления вычислений.

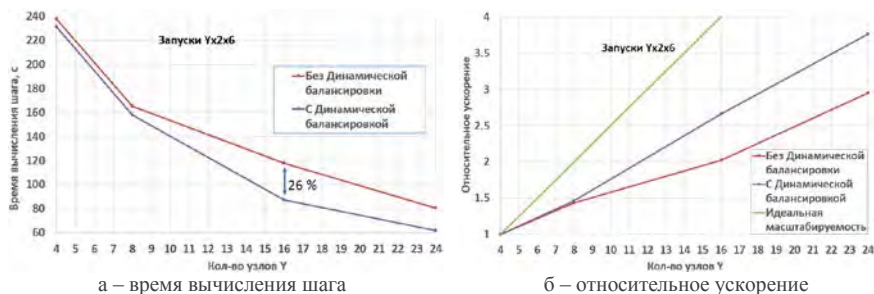


Рисунок 11 - Сравнение масштабируемости вычислений на кластере «Ангара-K1» при запусках с использованием технологии «Динамическая балансировка» и без неё

Из рис. 11 можно видеть, что использование динамической балансировки позволяет значительно снизить время вычисления шага, а также значительно улучшить масштабируемость в области более 8 расчетных узлов.

Как было отмечено выше, сам процесс динамической балансировки занимает некоторое процессорное время, поэтому пользователям FlowVision не рекомендуется включать эту опцию на протяжении всего расчета. Активацию «Динамической балансировки» стоит включать на 5-10 шагов расчета при возникновении неравномерности загрузки процессов. При этом если в процессе расчета изменяется расчетная сетка, то выгодно настроить периодическое применение «Динамической балансировки», для чего во FlowVision имеется специальный инструмент.

В данной работе проведено исследование масштабируемости вычислений при решении нескольких задач газодинамики при помощи программного комплекса FlowVision на кластере «Ангара-K1», оснащенного сетью Ангара с то-

пологией 3D-тор. Задачи имеют различное количество ячеек расчетной сетки, а также используют различные возможности FlowVision, такие как моделирование турбулентности, адаптацию расчетной сетки в объеме и по поверхности, приповерхностную сетку.

Исследование позволило сформулировать следующие выводы:

Кластер «Ангара-K1» с сетью Ангара продемонстрировал отличные характеристики производительности и масштабируемости вычислений, которые не уступают современным аналогам с интерконнектом 4x FDR Infiniband.

Удвоение количества MPI-потоков на узел за счет логических ядер HT позволяет снизить время, затрачиваемое на вычисления на 11.4-16.1%.

Максимум кривой ускорения вычислений задачи с однородной расчетной сеткой, содержащей 260 тысяч ячеек, проявляется при выполнении на 216 ядрах, когда на каждое ядро приходится 1200 расчетных ячеек. При этом на кластере «Ангара-K1» удается достичь более чем шестидесятикратного ускорения по сравнению с запуском данной задачи на одно ядро процессора. Необходимо заметить, что для эффективного использования оборудования рекомендуется, чтобы на каждое ядро приходилось не менее 5000 расчетных ячеек.

Специальная технология FlowVision «Динамическая балансировка» позволяет существенно увеличить производительность вычислений, если особенности постановки расчетной задачи способствуют неравномерности загрузки процессоров.

Список литературы:

1. *Derradji, Saïd*, et al. "The BXI interconnect architecture." High-Performance Interconnects (HOTI), 2015 IEEE 23rd Annual Symposium on. IEEE, 2015.
2. *Fröning, Holger* et al. "On Achieving High Message Rates." 2013 13th IEEE/ACM International Symposium on Cluster, Cloud, and Grid Computing. 2013.

3. *Симонов А.С., Макагон Д.В., Жабин И.А., Щербак А.Н., Сыромятников Е.Л., Поляков Д.А.* Первое поколение высокоскоростной коммуникационной сети «Ангара» // *Наукоемкие технологии.* 2014. Т. 15, №1. С. 21-28.
4. *Слуцкий А.И., Симонов А.С., Жабин И.А., Макагон Д.В., Сыромятников Е.Л.* Разработка межузловой коммуникационной сети ЕС8430 «Ангара» для перспективных суперкомпьютеров // *Успехи современной радиоэлектроники.* 2012. №1.
5. *Агарков А.А., Исмагилов Т.Ф., Макагон Д.В., Семенов А.С., Симонов А.С.* Результаты оценочного тестирования отечественной высокоскоростной коммуникационной сети Ангара. // *Суперкомпьютерные дни в России: Труды международной конференции (26-27 сентября 2016 г., г. Москва).* М.: Изд-во МГУ, 2016. С. 626-639.
6. FlowVision – руководство пользователя версии 3.09.05 // Официальный сайт FlowVision. URL: https://flowvision.ru/webhelp/fvru_30905/ (дата обращения: 14.04.2017).
7. *Сушко Г. Б., Харченко С. А.* Экспериментальное исследование на СКИФ МГУ «Чебышев» комбинированной MPI+threads реализации алгоритма решения систем линейных уравнений, возникающих во FlowVision при моделировании задач вычислительной гидродинамики // *Труды конференции ПАВТ-2009, Н. Новгород, Россия, 30 марта – 3 апреля 2009.* — Челябинск: Изд. УрГУ, 2009. — С. 316–324.
8. *Henshaw M.J. de C.* M219 cavity case: Verification and validation data for computational unsteady aerodynamics. Tech. Rep. RTO-TR-26,AC/323(AVT)TP/19. QinetiQ, UK, 2002, P. 453–472.

К ВОПРОСУ ПРИМЕНЕНИЯ МОДЕЛИ ТУРБУЛЕНТНОСТИ k-ε FLOWVISION ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ОБТЕКАНИЯ ПРОФИЛЯ КРЫЛА ПРИ МАЛЫХ ЧИСЛАХ РЕЙНОЛЬДСА

Аксенов А.А.¹, Жлуктов С.В.¹
Калашников С.В.², Митин А.Л.²

¹ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

²ФГУП «ЦАГИ», г. Жуковский, Россия

В связи с бурным развитием беспилотной авиации и ветроэнергетики становится крайне актуальным и востребованным расширение возможностей исследования течений жидкости и газа при малых числах Рейнольдса за счет численных методов. В силу значительного влияния положения точки ламинарно-турбулентного перехода пограничного слоя на результирующие интегральные и распределенные параметры течения точное моделирование ламинарно-турбулентного перехода является основной проблемой применения численных методов для исследования данного класса течений.

В данном докладе представлены промежуточные результаты применения вычислительного кода FlowVision и специализированной двухпараметрической модели турбулентности k-ε FlowVision [1] для исследования интегральных и распределенных аэродинамических характеристик профиля Eppler 387, форма которого приведена на Рис.1, при значении числа Рейнольдса $Re = 200000$.



Рисунок 1 - Профиль Eppler 387

Основным назначением модели турбулентности k-ε FlowVision является предсказание точки ламинарно-турбулентного перехода, спровоцированного внешними возмущениями – т.н. байпасного ламинарно-турбулентного перехода.

да. Однако, при низкой степени турбулентности на обтекаемой поверхности в подавляющем большинстве случаев реализуется иной механизм ламинарно-турбулентного перехода, связанный с образованием отрывного пузыря - замкнутой отрывной зоны, в которой происходит турбулизация оторвавшегося ламинарного пограничного слоя с последующим присоединением уже турбулентного пограничного слоя к поверхности обтекаемого тела (Рисунок 2).

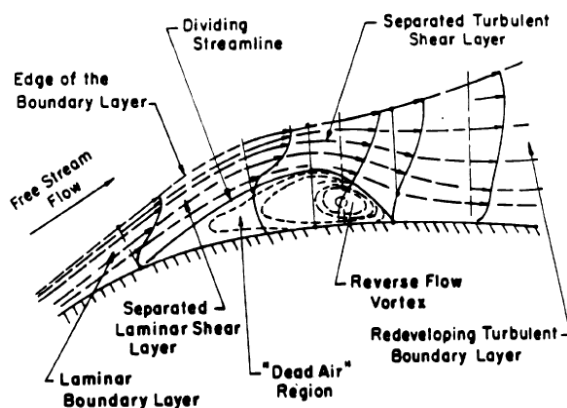


Рисунок 2 - Картина течения в отрывном пузыре [2]

На текущий момент для предсказания ламинарно-турбулентного перехода с образованием отрывного пузыря в модель k-ε FlowVision встроен дополнительный механизм задания производства турбулентности в произвольной области ламинарного пограничного слоя [3], который представляет собой дополнительный генерационный член, зависящий от переменной $v_{t,gen}$. В ламинарной области течения $v_{t,gen} = 0$, в турбулентной $v_{t,gen} = \mu \div 2\mu$, где μ - молекулярная вязкость. В [3] были представлены результаты применения данного механизма при расчете интегральных аэродинамических характеристик профиля Eppler 387 при $Re = 200000$ и угле атаки $\alpha = 4^\circ$, которые показали хорошее согласование с экспериментом (в пределах 5%).

В данной работе предложена иная по сравнению с [3] зависимость $v_{t,gen}$ от продольной координаты, определяемая следующим образом:

$$v_{t,gen} = \frac{\mu}{(1 + \exp[(\bar{x}_{cr} - \bar{x}) \times r^2])(1 + \exp[(\bar{x} - \bar{x}_{cr}) \times r^2])},$$

где:

$\bar{x}$ - относительная продольная координата (в долях хорды профиля);

$\bar{x}_{cr}$ - относительная продольная координата точки ламинарно-турбулентного перехода;

r - множитель, характеризующий степень размытия границ области течения, в которой происходит производство турбулентности.

Вид описанной выше зависимости при различных значениях r приведен на Рисунке 3. Как видно из Рисунка 3, в зависимости от величины r максимальное значение $v_{t,gen}$ может быть меньше μ .

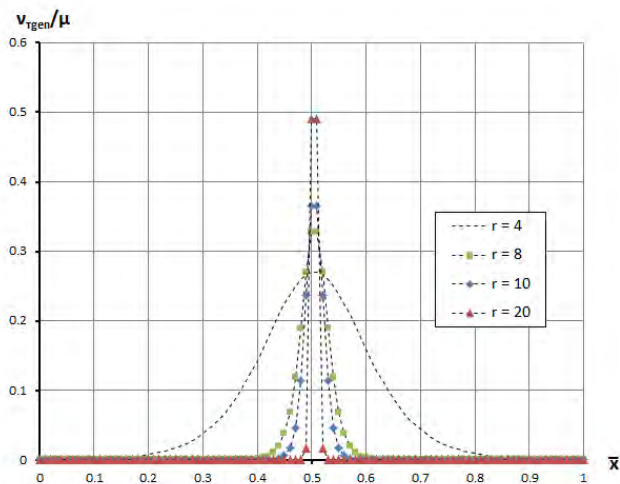


Рисунок 3 - Вид зависимости $v_{t,gen}(\bar{x})$ при различных значениях

Расчеты выполнялись с помощью программного комплекса FlowVision в псевдодвумерной постановке – расчетная область имела малый поперечный размер, а ее сеточное разрешение в поперечном направлении составляло всего лишь одну ячейку. В качестве модели вещества использовалась модель вязкого совершенного газа, параметры которого соответствовали параметрам стандартной атмосферы на уровне моря: $P = 101325$ Па, $\rho = 1.225$ кг/м³, $T = 288.15$ К.

Схематическое изображение расчетной области с указанием типов граничных условий и задаваемых на них параметров приведено на Рисунке 4. На боковых стенках расчетной области задавалось граничное условие типа «симметрия». Границы расчетной области отстояли от профиля на расстоянии порядка 30 хорд.

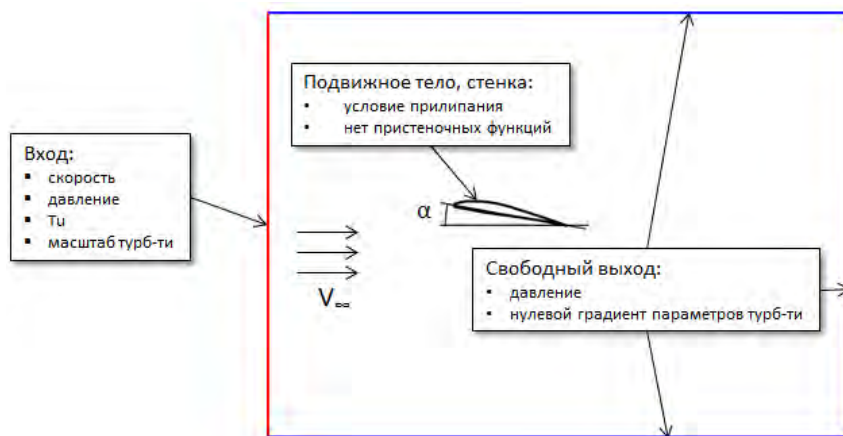


Рисунок 4 – Расчетная область и граничные условия

Расчетная сетка (Рисунок 5) имела размер 890000 ячеек и была проадаптирована до 7 уровня с целью обеспечения выполнения условия $Y^+ < 1$. В расчетах для аппроксимации конвективных членов применялась разностная схема второго порядка точности, уравнения решались на новой неявной расчетной схеме. Шаг по времени задавался с помощью числа Куранта-Фридриха-Леви

(CFL), начиная с больших значений ($CFL = 1000$ и более) на начальных этапах решения с последующим уменьшением до $CFL = 10$ на последних шагах расчета.

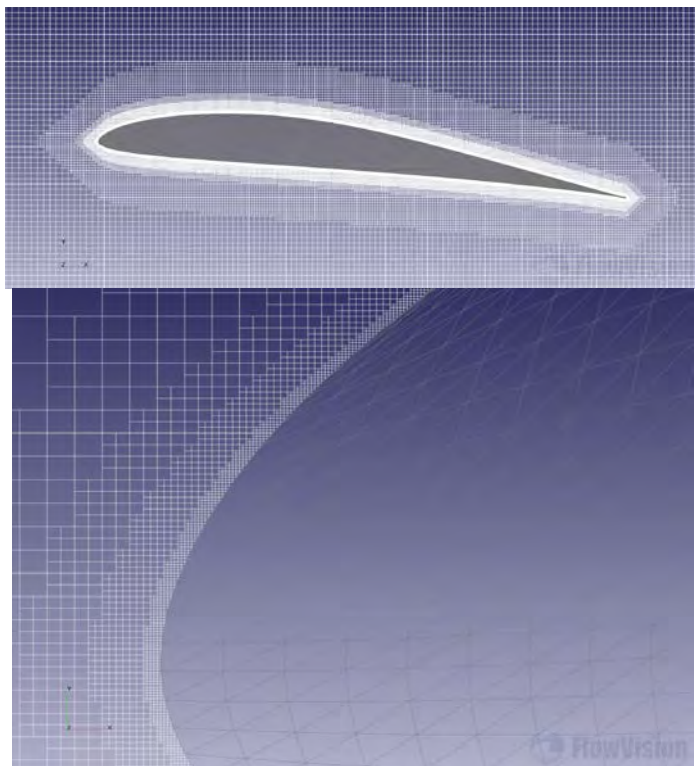


Рисунок 5 – Общий вид расчетной сетки (вверху) и вид вблизи передней кромки профиля в крупном масштабе (внизу)

Интегральные и распределенные характеристики, полученные по результатам расчетов, сравнивались с экспериментальными данными из [4] и с результатами расчетов с помощью вычислительного кода XFoil [5]. На Рисунок 6 **Ошибка! Источник ссылки не найден.** приведено сравнение расчетного распределения коэффициента давления с результатами эксперимента и расчетов с помощью XFoil для углов атаки $\alpha = 4, 6, 8^\circ$. Приведенные результаты по-

казывают хорошее согласование с экспериментом - при условии правильной настройки параметра турбулизации $v_{t,gen}$. В частности, в данной серии расчетов наилучшее согласование получалось, когда значение $\bar{x}_tr$ примерно совпадало с относительной продольной координатой точки присоединения турбулентного пограничного слоя, а величина γ была достаточно большой (порядка $\gamma = 40$). Следует отметить, что результаты расчетов с помощью FlowVision согласуются с экспериментом лучше, чем результаты расчетов с помощью Xfoil - лучше предсказывается величина разрежения на верхней поверхности профиля, а также положение точки ламинарно-турбулентного перехода.

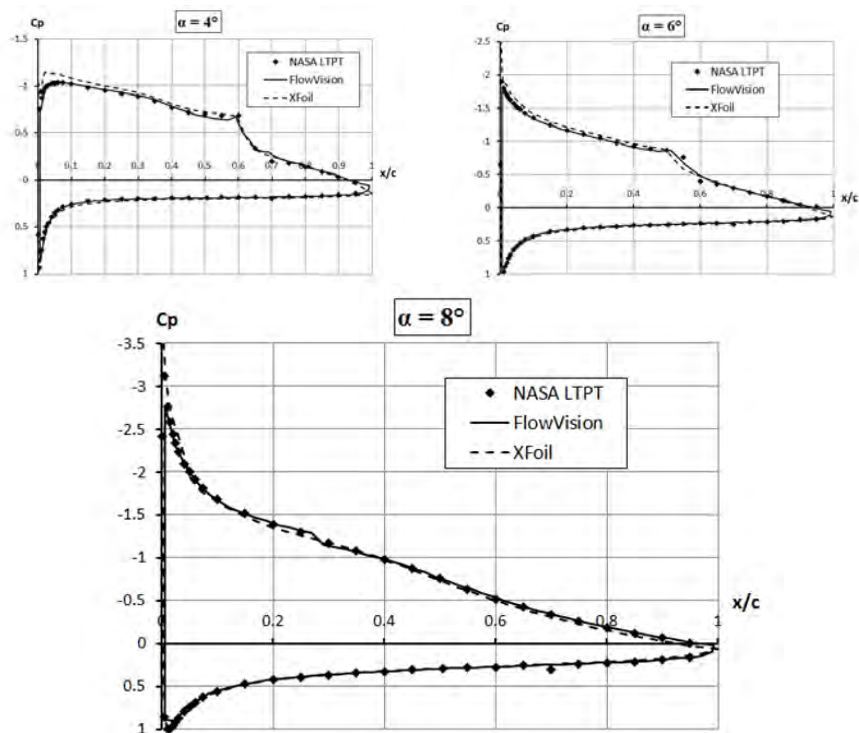


Рисунок 6 - Распределение коэффициента давления при различных углах атаки

На Рисунке 7 приведено сравнение расчетных интегральных характеристик профиля с экспериментом. Из приведенных данных видно хорошее согласование результатов, полученных в рамках данной работы, с результатами из [3] при значении угла атаки $\alpha = 4^\circ$. Однако, при углах атаки $\alpha = 6, 8^\circ$ расчеты показывают завышенное по сравнению с экспериментом сопротивление при хорошем согласовании по коэффициенту подъемной силы.

Предварительные выводы относительно причины расхождения можно сделать, если принять во внимание, что профильное сопротивление представляет собой сумму сопротивления давления, определяемого распределением давления на профиле, и сопротивления трения, определяемого касательными напряжениями. Т.к., согласно данным, приведенным на Рисунок 6, распределение давления на профиле хорошо согласуется с экспериментом, то есть все основания полагать, что сопротивление давления в расчете определяется верно. Таким образом, в качестве основной причины расхождения по суммарному коэффициенту сопротивления можно рассматривать завышенное сопротивление трения.

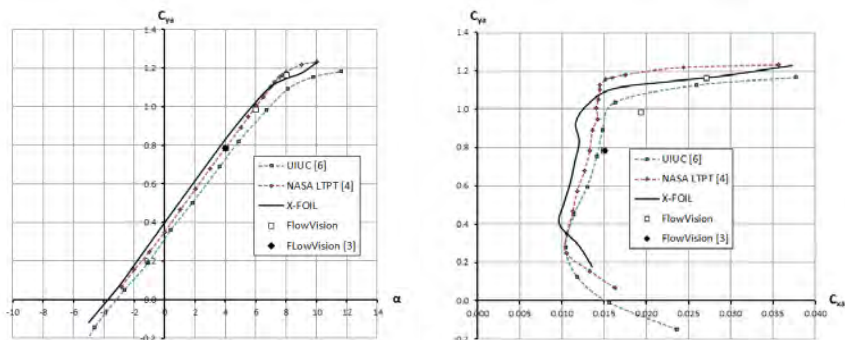


Рисунок 7 – Сравнение расчетных и экспериментальных интегральных характеристик профиля

Таким образом, модель турбулентности k-ε FlowVision продемонстрировала способность с высокой точностью предсказывать распределение давления по

поверхности профиля при наличии отрывного пузыря. Однако, для достижения точных результатов необходима дополнительная информация о положении точки присоединения турбулентного пограничного слоя, которую необходимо получать либо из эксперимента, либо из расчетов более быстрыми методами. Помимо этого, целесообразно рассмотреть возможность реализации вычисления положения точки присоединения непосредственно в модели в виде корреляции, выведенной на основе обработки массива имеющихся экспериментальных и расчетных данных.

Список литературы:

1. *С.В. Жлуктов, А.А. Аксёнов, П.И. Карасёв.* Моделирование байпасного ламинарно-турбулентного перехода в камках k-ε подхода // Компьютерные исследования и моделирование, Том 6, №6, 2014, с. 879-888.
2. *Gregory M. Cole, Thomas J. Mueller.* Experimental measurements of the laminar separation bubble on an Eppler 387 airfoil at low Reynolds numbers. UNDAS-1419-FR. 1990
3. *С.В. Жлуктов, А.А. Аксёнов, П.И. Карасёв.* Моделирование отрывного течения с использованием двухпараметрической модели турбулентности // Компьютерные исследования и моделирование, Том 8, №1, 2016, с. 79-88.
4. *Robert J. McGhee, Betty S. Walker, Betty F. Millard.* Experimental results for the Eppler 387 airfoil at low Reynolds numbers in the Langley Low-Turbulence Pressure Tunnel. NASA TM-4062. 1988
5. *M. Drela.* X-FOIL: An analysis and design system for Low Reynolds Number Airfoils. Low Reynolds Number Aerodynamics, edited by T.J. Mueller, Vol. 54 of Lecture Notes in Engineering. 1989
6. *M.S. Selig, J.J. Guglielmo, A.P. Broeren, P. Giguère.* Summary of Low-Speed Airfoil Data, Vol. 1, SoarTech Publications. 1995

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА В МИКРОЭЛЕКТРОННОМ УСТРОЙСТВЕ

Маркова Т.В.

ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

Тепловые расчеты являются неотъемлемой частью процесса разработки электронных устройств и печатных плат, что позволяет предотвратить отказ устройства в результате перегрева, внесением корректировок в конструкцию и материалы еще на этапе проектирования.

Современные программные комплексы вычислительной гидро- и газодинамики позволяют моделировать трехмерный нагрев внутри и между элементами платы и устройства в целом и учетом отвода тела в окружающую среду с условиями свободной и принудительной конвекции. Полученная информация о тепловых потоках анализируется и сравнивается с предельно допустимыми значениями согласно соответствующим требованиям, предъявляемым к устройству.

В данной работе рассматриваются возможности интеграции ПК FlowVision в автоматизированный процесс разработки радиоэлектронного устройства для проведения тепловых расчетов на примере моделирования нагрева элементов платы и охлаждения циркулируемым воздухом и отводом тепла в окружающую среду.

Возможности FlowVision при проведении тепловых расчетов радиоэлектронном устройстве (РЭА)

Программный комплекс вычислительной гидродинамики FlowVision позволяет моделировать сопряженный теплообмен между элементами устройства и окружающей средой в стационарном и динамическом процессах работы устройства используя реальную геометрию без ее упрощений. В воздушной среде моделируется лучистый и конвективный теплообмен. Учитываются:

свойства материалов, заданием соответствующих свойств веществ; тепловыделение от источников тепла (с поверхности и в объеме).

Импорт во FlowVision элементов конструкции устройства возможен при использовании ряда форматов (.wrl, .stl, .mesh и др.). Геометрия элементов в CAD системе представляет собой твердотельный элемент, а во FlowVision она представляется замкнутой сеточной поверхностью (Рис.1.).

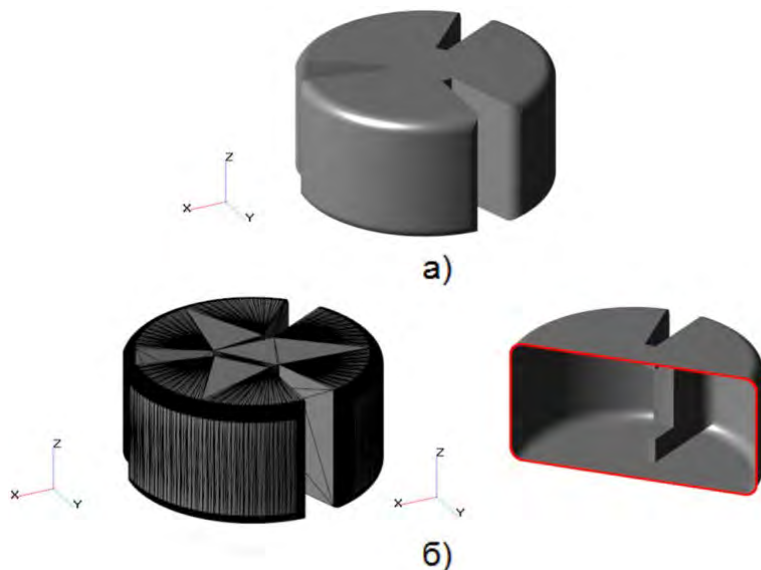


Рисунок 1 - Геометрическая модель (на примере катушки):
а) – твердотельная модель; б) – поверхностная модель, сеточная

Проект FlowVision создается на базе одного файла геометрической модели или же на базе списка файлов (сборка со множеством элементов) – автоматического пакетного импорта файлов, что позволяет автоматизировать процесс вставки и создания расчетной геометрической модели.

При создании геометрической сборки во FlowVision возможно использование как непосредственного контакта между деталями (рис.2а), так тактирова-

ние компонентов через зазор (рис.2б), или же использование перекрытия между компонентами (рис.2в).



Рисунок 2 - Варианты размещения компонентов сборки во FlowVision:
а) – с контактом; б) – с зазором; в) – с перекрытием

Способ размещения во FlowVision компонентов конструкции выбирается в соответствии с выбранной постановкой задачи, критериями которой будут: выполняются ли расчеты внутри и снаружи элементов (сопряженный теплообмен) или же это расчеты внешнего обтекания; предусматривается ли замена элементов в процессе расчета и др.

В случае использования зазоров между элементами во FlowVision (рис.2б), существует возможность задавать специальную «Модель Зазора», которая позволяет не разрешать их расчетной сеткой. Также «Модель Зазора» позволяет: обеспечить непосредственную передачу тепла между зазоробразующими поверхностями или же промоделировать необходимую прослойку между ними, типа герметика или клея, задавая соответствующие коэффициенты теплопроводности в зазоре с учетом высоты слоя; обеспечить не протекание жидкости или газа.

Замена геометрического элемента в процессе расчета, с возможностью его продолжения, существенно сокращает время на моделирование и корректировку варианта с учетом новых особенностей конструкции, что в сумме уменьшает затраты на разработку. Например, во FlowVision можно решать задачи оптимизационного моделирования положения тех или иных элементов конструкции в заданных пределах. На рис.3показано возможное перемещение катушки

в процессе моделирования, результатом которого является нахождение необходимого положения катушки по отношению к другим элементам устройства, удовлетворяющее требованиям, как компоновки, так и тепловым характеристикам (нагрев элементов, циркуляция между элементами).

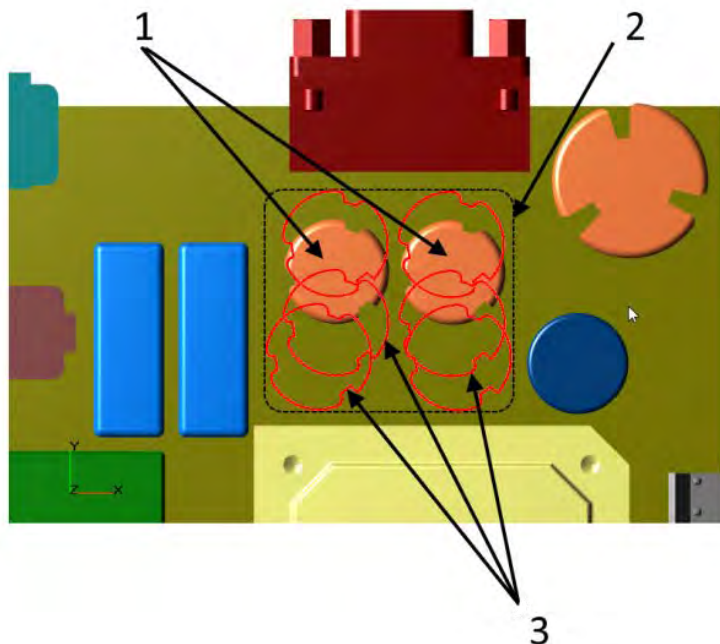


Рисунок 3 - Пример решения задачи оптимизации – расположение компонентов платы:
1 – перемещаемые объекты оптимизации, катушки; 2 – допустимая область перемещения;
3 – возможные варианты расположения катушек

Решая задачу оптимизации во FlowVision, замену геометрических элементов и обработку результатов можно производить вручную, каждый раз создавая и запуская различные варианты, либо интегрироваться со специальными ПК, где задаваемые параметры оптимизации и обработка результатов будет проходить автоматически и в пакетном режиме.

Свойства веществ во FlowVision можно задавать вручную для каждого варианта расчета, либо использовать базу данных веществ (БВ) FlowVision,

наполняя ее, при необходимости, новыми веществами с соответствующими теплофизическими свойствами (чистыми металлами, сплавами, газами и жидкостями, смесями).

Тепловыделение во FlowVision задается объемными источниками, с соответствующей мощностью (Вт/м^3) и с поверхностями (Вт/м^2) – количество источников определяется постановкой задачи и может меняться в процессе расчета. Для решения нестационарных задач тепловыделение можно задавать как функцией от времени или, зависящих от условий работы устройства (например, отключать источники при достижении критической температуры на плате).

Тепловой расчет во FlowVision

Геометрическая модель, уравнения и граничные условия:

На рис. 4-5 представлена плата с выделенными на ней тепловыделяющими компонентами: резистор, реле, конденсаторы и блок питания, модель которой, со всеми элементами, импортирована из САД системы (каждый элемент – отдельный файл поверхностной геометрии).

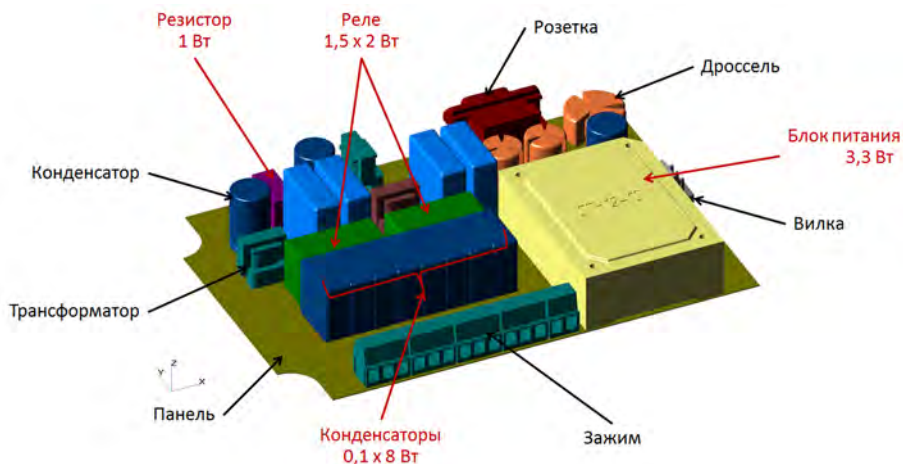


Рисунок 4 - Плата. Геометрическая модель FlowVision

Расчетный воздушный объем формируется внутренней поверхностью корпуса (рис.5) на стенках которого учитывается теплообмен с окружающей средой заданием температуры этой среды и коэффициента теплоотдачи между корпусом и средой. Расчетный объем – замкнут.

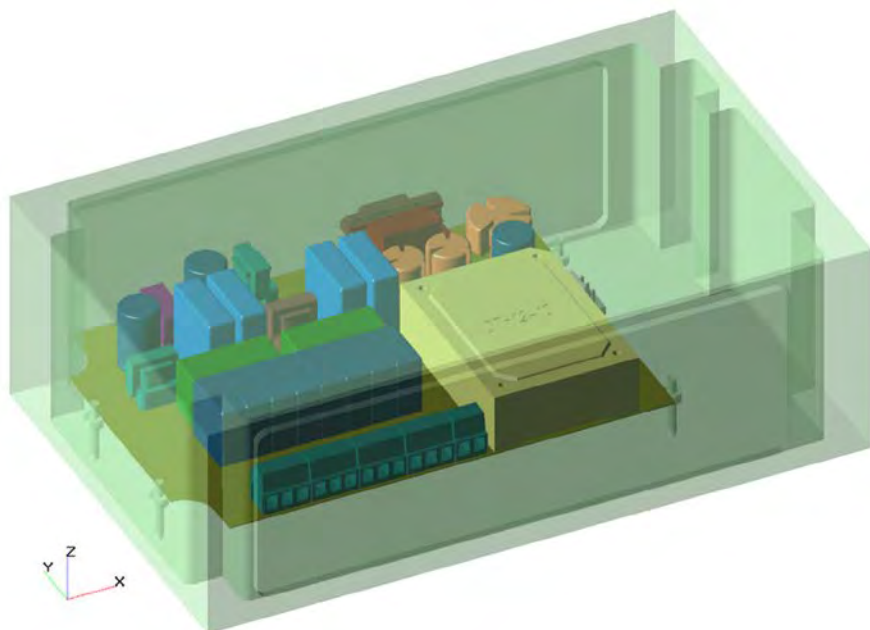


Рисунок 5 - Корпус с расположенной внутри платой

В воздушной среде решаются: трехмерные уравнения Навье-Стокса с учетом гравитационной силы (противоположной оси Z) и уравнение энергии.

Моделирование учитывает сопряженный теплообмен между блоком питания, резистором и реле с окружающим воздухом с соответствующим заданием объемных источников тепловыделения внутри каждого элемента, для которых задаются соответствующие свойства материалов. Тепловыделение с конденсаторов задается равномерным с поверхности. Все остальные стенки – адиабатические.

Расчетная сетка:

Во FlowVision используется прямоугольная, динамически адаптируемая расчетная сетка. Построение сетки происходит автоматически по задаваемой пользователем функции размера ячейки. Для более точной аппроксимации сложных поверхностей и разрешения больших перепадов рассчитываемых величин (температуры и скорости), вокруг всех элементов платы строиться более подробная сетка с помощью инструмента адаптации (локального измельчения сетки) (рис.6).

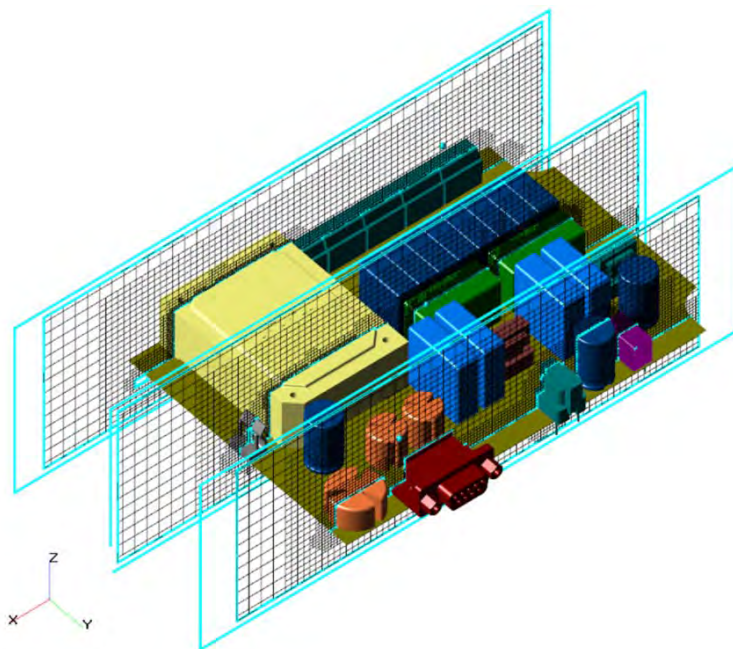


Рисунок 6 - Расчетная сетка FlowVision в нескольких сечениях

Результаты расчета:

После первого расчета в замкнутом объеме воздуха был выявлен перегрев элементов устройства, наблюдаемая циркуляция воздуха не обеспечивала равномерный отвод тепла от элементов устройства.

Для улучшения циркуляции воздуха было принято решение включить в конструкцию корпуса устройства вентиляционные отверстия. Это было учтено в проекте FlowVision заданием профиля щелей на боковых поверхностях корпуса с помощью модификаторов геометрий, что позволило продолжить предыдущий расчет. Геометрия щелей и их компоновка на корпусе представлены на рис.7. Профиль щели на боковой поверхности корпуса представляет собой трехмерный геометрический объект, созданный в КОМПАС и импортируемый во FlowVision. Массив щелевых элементов создается как одной сборочной 3D моделью в КОМПАС, так и импортированием всего одного типового элемента с последующим размножением его непосредственно во FlowVision. На поверхностях щелевых элементов было задано граничное условие, обеспечивающее свободное втекание и вытекание воздуха.

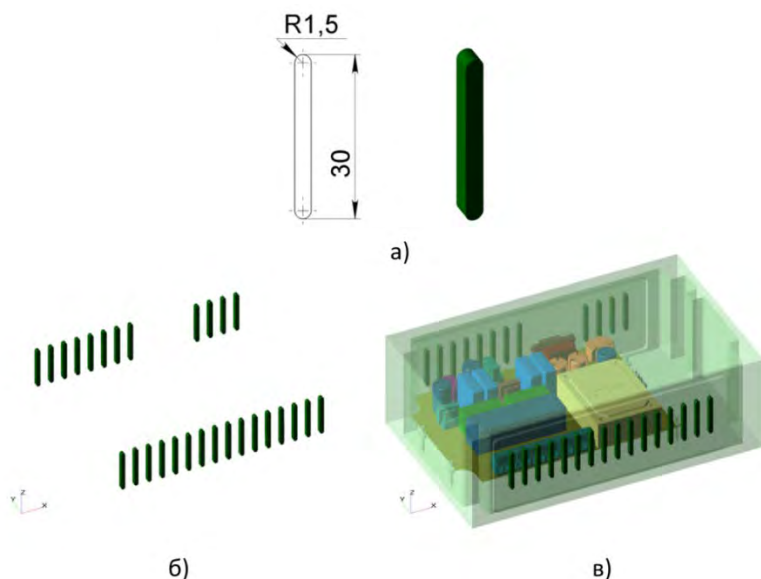


Рисунок 7 - Изменение конструкции корпуса с учетом вентиляционных отверстий: а) – геометрическая модель отверстия; б) – массив геометрических моделей отверстий; в) – отверстия и корпус в сборе

Результаты моделирования теплового расчета в варианте с вентиляционными отверстиями представлены на рис.8, 9.

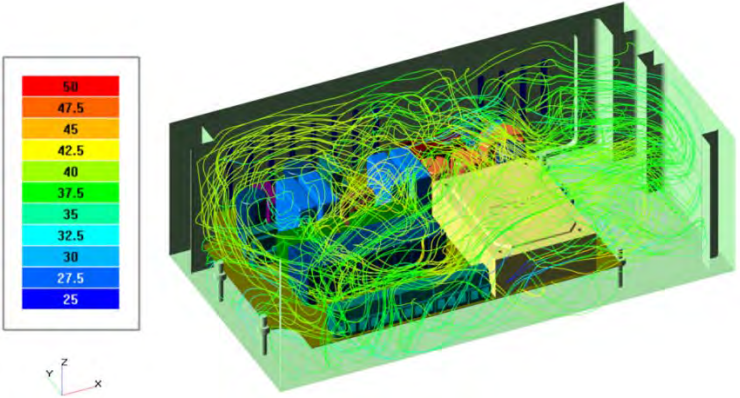


Рисунок 8 - Вариант корпуса с вентиляционными отверстиями. Линии тока воздуха, разукрашены по температуре, °C

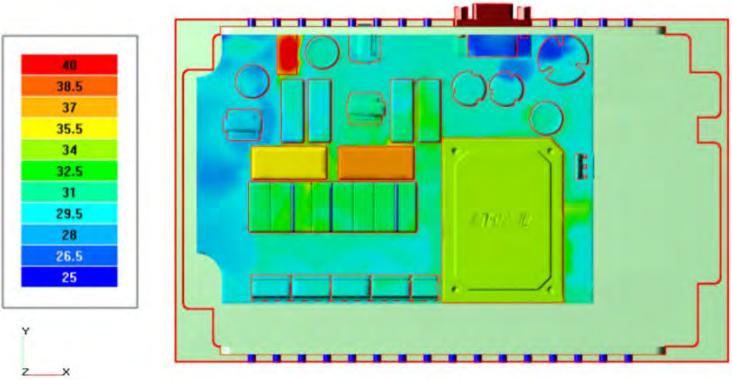


Рисунок 9 - Вариант корпуса с вентиляционными отверстиями. Температура поверхности компонентов платы, °C

Как показало моделирование – учет вентиляционных отверстий в конструкции корпуса улучшило циркуляцию воздуха, что в сумме с учетом лучистого теплообмена позволило снизить температуру всех компонентов платы до требуемого уровня.

Заключение

На приведенном примере моделирования нагрева окружающей среды и элементов электрической платы от источников тепловыделения удалось проиллюстрировать возможности ПК вычислительной гидродинамики FlowVision и возможной его интеграции в процесс разработки радиоэлектронных устройств с целью улучшения тепловых показателей, обеспечивающих надежность моделируемого оборудования, а также ускорить процесс по автоматизации всего комплекса работ по проектированию печатных плат РЭА.

Возможности FlowVision позволяют решать задачи теплообмена между компонентами платы, а также помогают решать оптимизационные задачи по улучшению тепловых показателей с помощью изменения/замены геометрии, изменения свойств веществ и значений мощностей тепловыделяющих элементов. Это немаловажно, особенно при конструировании новых устройств РЭА.

Список литературы:

1. FlowVision – руководство пользователя. – Режим доступа:

https://flowvision.ru/webhelp/fvru_30905/ (проверено 19.05.2017). – Загл. с экрана.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ ГРЕБНОГО ВИНТА В СОСТАВЕ СУДОВОЙ ВИНТО-РУЛЕВОЙ КОЛОНКИ

Печенюк А. В.

Digital Marine Technology, г. Одесса, Украина

Винто-рулевая колонка (ВРК) представляет собой разновидность современного азимутального или полноповоротного движителя – единого средства обеспечения ходкости и управляемости судов. Особенностью ВРК является передача мощности от главного двигателя (ГД), установленного в корпусе судна, к гребному винту с помощью Z-образной механической передачи. Отдельный механизм поворота (рулевая машина) обеспечивает разворот ВРК вместе с

работающим гребным винтом вокруг вертикальной оси, что позволяет оперативно изменять направление тяги движителя и управлять движением судна. Устройство ВРК показано на рис. 1 (по данным [Schottel Rudderpropeller ...]).

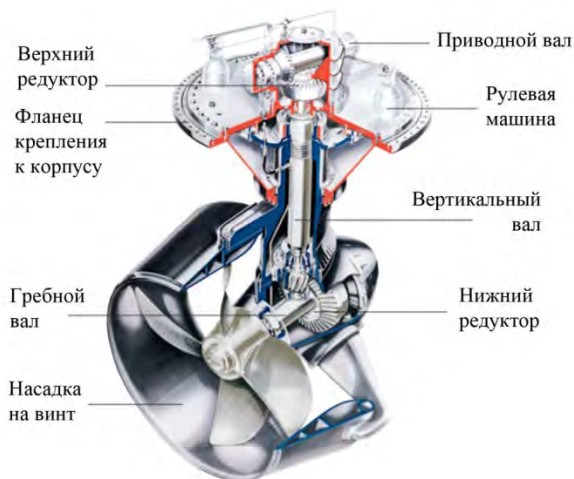


Рисунок 1 - Устройство судовой винто-рулевой колонки (ВРК)

Как видно из рис. 1, внешняя часть ВРК, расположенная ниже фланца крепления к корпусу, представляет собой обтекатель, внутри которого находятся элементы механической передачи, и установленный за ним гребной винт. Показанная на рисунке насадка на гребной винт и ее элементы крепления устанавливаются только на ВРК, предназначенные для работы в режимах, где эффективность комплекса «винт-насадка» выше, чем у открытого винта. Как правило, одни и те же модели ВРК могут быть оборудованы как открытыми гребными винтами, так и комплексами «винт-насадка».

Устройство ВРК обуславливает значительное гидродинамическое взаимодействие между гребным винтом и обтекателем. Обтекатель влияет на поле скоростей в диске гребного винта, а также испытывает дополнительное сопротивление (засасывание) из-за ускорения потока работающим гребным винтом. В настоящее время применяется две схемы работы ВРК, выбор между которы-

ми связан с оптимизацией указанного взаимодействия: 1) ВРК с толкающим винтом (обтекатель расположен выше по потоку) и 2) ВРК с тянущим винтом (обтекатель ниже по потоку). На рис. 1 изображена ВРК с толкающим винтом.

Эффективность взаимодействия между гребным винтом и обтекателем ВРК зависит, в основном, от относительных размеров и формы обтекателя, которые, в свою очередь, диктуются размерами элементов механической передачи. При высоких значениях подводимой к винту мощности и наличии дополнительных требований, например, обусловленных работой в ледовых условиях, большие размеры обтекателей ВРК приводят к существенному снижению эффективности. Прогнозирование этого явления и поиск оптимальных форм обтекателей, обеспечивающих лучшее взаимодействие с гребным винтом, является актуальной задачей, которую можно решать с помощью численного моделирования. Кроме того, выработка корректного подхода к численному моделированию ВРК, работающей как движитель в осевом набегающем потоке, является необходимым этапом на пути к решению более сложных задач маневренности судна, в которых направление набегающего потока не совпадает с осью винта.

Для получения корректных численных результатов по ВРК необходимо, прежде всего, обеспечить достаточно точное моделирование работы гребного винта в условиях его движения относительно обтекателя. В настоящей статье предложено решение этой задачи средствами программного комплекса (ПК) FlowVision версии 3.09.05, представлены полученные результаты и их сравнение с экспериментальными данными.

2. Объект исследования и экспериментальные данные

Объектом исследования является ВРК, спроектированная специалистами НПО «Винт» для судна специального назначения с высокими ледовыми качествами. Для получения основных гидродинамических характеристик движителя в Крыловском государственном научном центре (КГНЦ) была изготовлена

модель ВРК, включающая макет обтекателя и модельный гребной винт диаметром 0,2 м (рис. 2), и выполнены соответствующие экспериментальные исследования по определению кривых действия в свободной воде.



Рисунок 2 - Фотографии модели ВРК

Кривые действия ВРК в свободной воде в традиционной форме [Турбал, Шпаков, Штумпф, с. 74], построенные по результатам модельного эксперимента, представлены на рис. 3. Кривые действия на рис. 3 включают: зависимости безразмерного коэффициента упора K_T от относительной поступи J для ВРК в целом, гребного винта и обтекателя; зависимость безразмерного коэффициента момента K_Q от J , а также зависимости КПД в свободной воде η_0 от J для ВРК в целом и гребного винта.

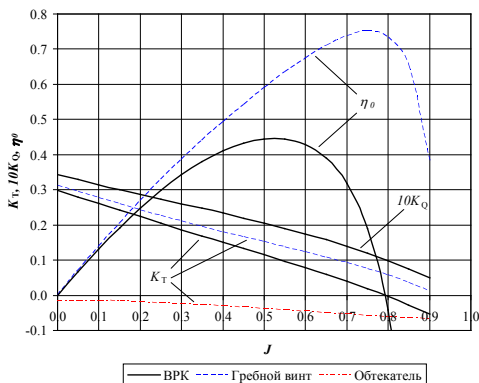


Рисунок 3 - Результаты экспериментального исследования ВРК – кривые действия в свободной воде

Из рис. 3 видно, что ВРК как единый комплекс обладает существенно худшим КПД, чем отдельно взятый гребной винт, в том числе на основном эксплуатационном режиме движения судна при $J \approx 0,4$. В первую очередь это объясняется снижением упора комплекса на величину сопротивления обтекателя.

3. Основные подходы к численному моделированию

Численное моделирование работы ВРК, как и модельный эксперимент, предполагает обтекание ее модели водой. Поэтому физическая модель расчетов основана на модели несжимаемой жидкости, которая в целом аналогична используемой при моделировании обтекания судовых корпусов в ПК FlowVision [Печенюк]. В отличие от нее, нет необходимости моделировать свободную поверхность с помощью метода VoF, поскольку кривые действия в свободной воде, как правило, получают в условиях, исключающих заметное влияние свободной поверхности.

Другим отличием является применение более сложных подходов к моделированию вязкостных явлений, особенно в пограничном слое (ПС) лопастей гребного винта. Моделирование турбулентности предусмотрено с помощью низкорейнольдсовой модели турбулентности SST [FlowVision ..., с. 1295], которая по сравнению со стандартной k - ϵ моделью обеспечивает повышенную точность при $y^+ < 300$.

Как и моделирование буксировки судового корпуса, моделирование движения ВРК выполнялось по схеме гидrolотка с обращенным потоком жидкости. Рабочая область представляет собой прямоугольный параллелепипед, на гранях которого заданы граничные условия (ГУ), – рис 4. Для моделирования вращения гребного винта относительно обтекателя была использована технология скользящей поверхности [FlowVision ..., с. 349]. В качестве скользящей поверхности использовалась поверхность цилиндра, соосного с гребным вин-

том, которая охватывает лопасти винта и области измельченной вблизи лопастей сетки.

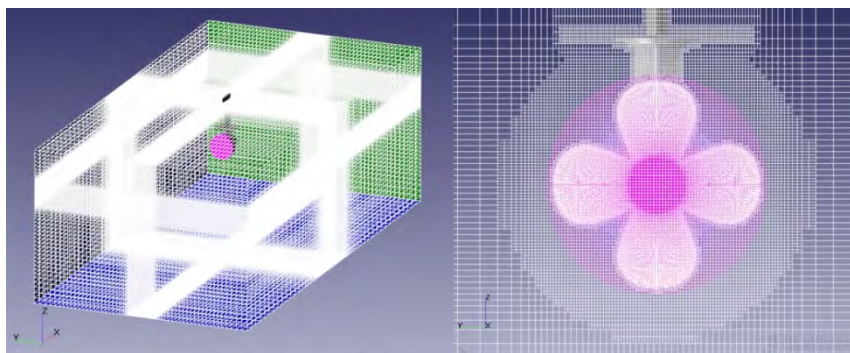


Рисунок 4 - Расчетная область и основная расчетная сетка

Расчетная сетка построена на основе начальной неравномерной прямоугольной сетки (рис. 4), мелкие ячейки которой сконцентрированы у модели ВРК. Дополнительное разрешение потока вблизи ВРК выполнено с помощью цилиндрического бокса диаметром 1.5 диаметра гребного винта с объемной адаптацией 1-го уровня, соосного с гребным винтом, а также с помощью локальной адаптации 2-го уровня по поверхности обтекателя и ступицы винта, 3-го уровня по поверхности лопастей винта.

Указанные параметры сетки обеспечивают достаточно адекватное моделирование полностью турбулентного ПС при наличии в соответствующих ГУ пристеночных функций. Однако для моделирования сложных процессов в ПС лопастей желательно применять более точные подходы и отказаться от пристеночных функций. В мировой практике этого достигают в основном с помощью построения криволинейных сеток, у которых ближайшие к поверхности стенки ячейки имеют форму призм или усеченных пирамид, ориентированных основанием вдоль поверхности. Такая форма позволяет, за счет быстрого уменьшения высоты ячеек по мере приближения к поверхности, достигать значений $y^+ \approx 1$, достаточных для отказа от пристеночных функций, при прием-

лением общем числе ячеек сетки. Очевидным недостатком подобных криволинейных сеток является сложность их построения.

Вместе с тем, получение в рассматриваемой задаче требуемых значений y^+ с помощью прямоугольной сетки ПК FlowVision проблематично, так как на практике оно может достигаться только с помощью локального измельчения при высоких уровнях адаптации. Это приводит к чрезвычайно быстрому росту общего числа ячеек, а также нарастанию негативных схемных эффектов, обусловленных резкими скачками размеров ячеек на границах областей с разными уровнями адаптации. Поэтому был использован альтернативный подход, который состоит в построении химерной приповерхностной сетки OBL [FlowVision ..., с. 388, с. 1350] вдоль поверхности лопастей.

Сетка OBL строится на текущей основной расчетной сетке. Уравнения неразрывности, импульсов, энергии, массопереноса, турбулентности и т. д. интегрируются одновременно в обеих сетках. Из основной сетки на наружную границу сетки OBL передаются значения искомых переменных. Решения из сетки OBL, получаемые на стенке (модуль вязких напряжений и др.), передаются в основную сетку, для которой они полагаются фиксированными. Таким образом, в процессе расчета происходит стыковка решений двух сеток, которая приводит к значительному уточнению параметров потока в ПС стенки. С другой стороны, сетка OBL представляет собой одномерную адаптацию из плоских ячеек, поэтому по сравнению с трехмерной адаптацией основной сетки достигается существенная экономия.

В выполненных расчетах по ВРК была выбрана толщина сетки OBL 0,002 м (вдоль нормали к поверхности), которая обеспечивает достаточный охват ПС и хорошие условия геометрической стыковки с основной расчетной сеткой. Размер OBL по сравнению с профилем лопасти в районе ее наиболее нагруженных сечений показан на рис. 5. Поскольку сплошная сетка OBL строится только

вдоль гладкой поверхности, на кромках лопастей остается небольшой участок без приповерхностной сетки. Для его разрешения применялась локальная адаптация основной сетки до уровня 5 (рис. 5). Число слоев сетки OBL и коэффициент роста толщины слоя были подобраны так, чтобы для всей лопасти выполнялось условие $y^+ \approx 1$ – рис. 6.

Общее число активных ячеек основной расчетной сетки в задаче составило 2,05 млн., приповерхностной сетки OBL – 0,95 млн. Результаты получены с использованием услуг Центра коллективного пользования «Комплекс моделирования и обработки данных исследовательских установок мега-класса» НИЦ «Курчатовский институт».

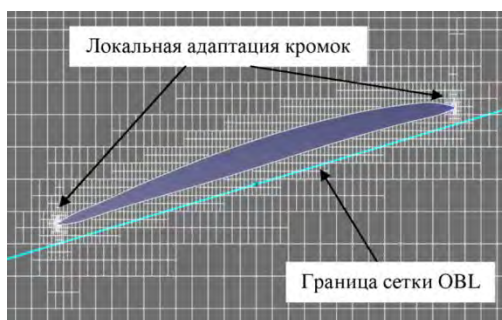


Рисунок 5 - Сравнительные размеры химерной сетки OBL и локальная адаптация кромок лопастей

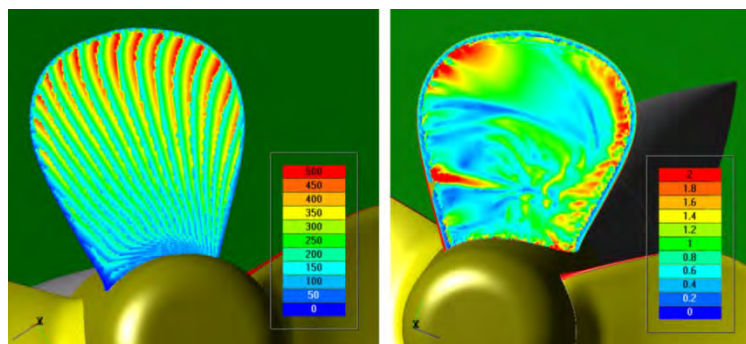


Рисунок 6 - Распределение величины y^+ по поверхности лопасти: слева в основной расчетной сетке (уровень адаптации 3), справа с учетом сетки OBL

4. Результаты численного моделирования

Численное моделирование выполнено в диапазоне относительных поступей $J = 0,1 \div 0,6$ при постоянном числе оборотов 25 об/с (поступь варьировалась только за счет скорости набегающего потока). Полученные результаты в виде безразмерных коэффициентов упора, момента и полезного действия представлены в таблице 1 и на рис. 7 (расчетные данные помечены в легенде “CFD”). На рис. 8 представлены некоторые примеры визуализации потока, обтекающего ВРК.

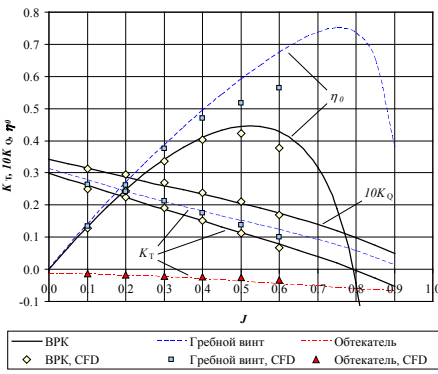


Рисунок 7 - Кривые действия ВРК в свободной воде по результатам численного моделирования

Таблица 1 - Кривые действия ВРК в свободной воде по результатам численного моделирования

J	эксперимент			численный расчет			погрешность	
	K_T	$10K_Q$	η_0	K_T	$10K_Q$	η_0	ε, K_T	ε, K_Q
0.1	0.2613	0.3148	0.1321	0.2499	0.3122	0.1274	-4.6%	-0.8%
0.2	0.2237	0.2874	0.2478	0.2249	0.2946	0.2430	0.5%	2.4%
0.3	0.1867	0.2604	0.3423	0.1904	0.2697	0.3371	1.9%	3.5%
0.4	0.1506	0.2334	0.4108	0.1510	0.2380	0.4039	0.2%	1.9%
0.5	0.1148	0.2052	0.4452	0.1124	0.2112	0.4235	-2.1%	2.8%
0.6	0.0784	0.1746	0.4288	0.0669	0.1695	0.3771	-17.1%	-3.0%

Как видно из таблицы 1 и рис. 7, кривые действия ВРК по данным экспериментального и численного моделирования вполне удовлетворительно согласуются между собой. Значительно хуже совпадают коэффициенты упора отдельных компонентов – гребного винта и обтекателя, а также КПД отдельно взятого винта. Однако в случае численного моделирования метод получения характеристик для компонентов ВРК отличается от экспериментального. В эксперименте для этого используются отдельные динамометры, соединенные с моделями винта и обтекателя. В численном же расчете значения сил и моментов получены интегрированием по отдельным ГУ, которые выделены на общей поверхности ВРК. Таким образом, в численном расчете разделение ВРК на отдельные тела носит условный характер, и распределение сил между ними может несколько отличаться от экспериментального.

В целом результаты расчетов, на наш взгляд, показали, что использование технологий ПК FlowVision вполне позволяет осуществлять численное моделирование работы гребных винтов, установленных на судовых ВРК. Достаточно высокая точность результатов при этом достигается за счет применения химерных приповерхностных сеток OBL. В качестве направления для дальнейшего развития технологий моделирования сложных явлений в ПК судовых гребных винтов [Моделирование ...] можно рекомендовать включить в ПК соответствующую модель ламинарно-турбулентного перехода.

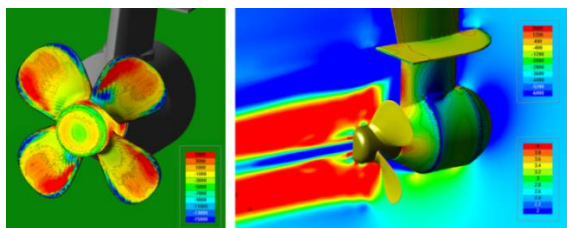


Рисунок 8 - Примеры визуализации потока: слева распределение давления по лопастям винта (легенда в Па); справа распределение давления по обтекателю (верхняя легенда, в Па) и распределение скорости потока в продольной вертикальной плоскости, проходящей через ось винта (нижняя легенда, в м/с)

Список литературы:

1. *Моделирование ламинарно-турбулентного перехода в задаче численного определения кривых действия гребного винта* / [Панов Д. О., Смирнов Е. М., Таранов А. Е., Лобачев М. П.] // Труды КГНЦ. – 2013. – № 78 (362). – С. 29–42.
2. *Modelirovaniye laminarno-turbulentnogo perekhoda v zadache chislenного opredeleniya krivyykh deystviya grebnogo vinta* [Simulation of the laminar-turbulent transition in problem of numerical determination of the propeller open-water curves] / [Panov D. O., Smirnov E. M., Taranov A. E., Lobachev M. P.] // Trans. of Krylov State Research Centre. — 2013. — No. 78 (362). — P. 29–42 (in Russian).
3. *Печенюк А. В. Эталонное тестирование ПК FlowVision в задаче моделирования обтекания судового корпуса* // Компьютерные исследования и моделирование. – 2014. – Т. 6. – С. 889–899.
4. *Pechenyuk A. V. Jetalonnoe testirovanie PK FlowVision v zadache modelirovaniya obtekanija sudovogo korpusa* [Benchmarking of CEA FlowVision in ship flow simulation] // Computer Research and Modeling. — 2014. — Vol. 6. — P. 889–899 (in Russian).
5. *Турбал В. К., Шпаков В. С., Штумпф В. М. Проектирование обводов и движителей морских транспортных судов*. Л.: Судостроение, 1983. – 301 с.
6. *Turbal V. K., Shpakov V. S., Shtumpf V. M. Proyektirovaniye obvodov i dvizhiteley morskikh transportnykh sudov* [Design of hull lines and propulsors of the seagoing transport vessels] // L.: Sudostroyeniye, 1983. — 301 p. (in Russian).
7. *FlowVision, версия 3.10.01 (2017): Руководство пользователя*. М.: ООО ТЕСИС, 2017. – 1364 с.
8. *FlowVision, version 3.10.01 (2017): User's manual*. М.: JSC TESIS, 2017. – 1364 p. (in Russian).

9. *Schottel Rudderpropeller the Superior Propulsion System* [Электронный ресурс] // Schottel: [сайт]. [2010]. URL: https://www.schottel.de/fileadmin/data/pdf/eng/SRP_EN_0913_web.pdf (дата обращения: 15.07.2017).

ПОДАВЛЕНИЕ БАФФЕТА ПРИ ТРАНСЗВУКОВОМ ОБТЕКАНИИ КРЫЛА С ПОМОЩЬЮ ИСКРОВОГО РАЗРЯДА

Фирсов А.А.¹, Моралев И.А.¹, Исаенков Ю.И.¹,
Леонов С.Б.¹, Судаков В.Г.²

¹*ОИВТ РАН, г. Москва, Россия*

²*ФГУП «ЦАГИ», г. Жуковский, Россия*

В данной работе рассмотрены результаты экспериментального и численного исследования, посвященного активному управлению явлением трансзвукового баффета при помощи актуаторов на базе субмикросекундного искрового разряда. Актуатор представлял собой массив электрических разрядников, установленных вдоль размаха крыла на некотором расстоянии друг от друга. Было продемонстрировано, что актуатор на базе искрового разряда может значительно уменьшить амплитуду колебаний трансзвукового скачка уплотнения вдоль хорды модели крыла.

Введение

В данной работе основное внимание уделяется экспериментальному и численному исследованию влияния актуатора на базе субмикросекундного искрового разряда на баффет в трансзвуковом потоке. При крейсерском полете гражданских лайнеров при числах Маха $M = 0,72-0,85$ и / или большом угле атаки на верхней стороне профиля может реализоваться неустойчивость трансзвукового течения, обусловленная формированием пульсирующей зоны отрыва потока за скачком уплотнения. В определенных условиях торможение потока в пограничном слое вызывает отрыв пограничного слоя в области взаимодействия прямого скачка уплотнения с пограничным слоем (SWBLI) и мо-

жет приводить к колебаниям скачка уплотнения со значительной амплитудой. Эти колебания влияют на аэродинамику летательного аппарата через изменение подъемной силы и аэродинамического сопротивления (данное явление известно как «баффет»), а также приводят к возникновению механических колебаний элементов конструкции (структурные вибрации, которые называются «бафтинг»).

Существуют устройства, позволяющие сужать область параметров обтекания и режимов полета, в которых реализуется баффет. В литературе описаны методы управления, основанные на механических устройствах, такие как вихрегенераторы, размещенные выше по течению относительно позиции трансзвукового скачка уплотнения [1, 2]; струйные вихрегенераторы [3, 4], выступы на поверхности, расположенные под скачком уплотнения [1, 5, 6]; дефлектор на задней кромке крыла (дополнительны подвижный элемент) [1, 7, 8]. Результаты экспериментальных и численных исследований этих устройств демонстрируют, что описанные механические актуаторы способны подавить отрыв пограничного слоя, который имеет место при отсутствии актуатора, и предотвратить колебания скачка уплотнения. С другой стороны, механические и струйные актуаторы изменяют геометрию крыла, что потенциально ведет к увеличению сопротивления и, в целом, к ухудшению характеристик крыла при изменении условий полета, при которых управление не требуется.

В рамках международного проекта BUTERFLI несколько исследовательских групп разрабатывали и тестировали новые подходы к подавлению баффета при турбулентном трансзвуковом обтекании профиля крыла. Судаков и др. [9] выполнили исследования возможности использования тангенциального вдува струи через щелевое сопло выше по потоку от положения скачка: авторы описывают результаты численного моделирования баффета для сверхкритического трансзвукового аэродинамического профиля P-184-15SR и влияние воз-

душной струи, непрерывно выдуваемой из малого щелевого сопла тангенциально к верхней поверхности крыла в области положения скачка уплотнения для уменьшения отрыва пограничного слоя, вызванного взаимодействием пограничного слоя со скачком уплотнения. Позднее в работе [10] для данной постановки задачи были представлены результаты экспериментальных исследований, выполненные в трансзвуковой аэродинамической трубе ЦАГИ Т-112. Также Сидоренко и др. [11] выполнили исследование влияния искрового разряда, локализованного на небольших выступах на поверхности крыла, для подавления баффета.

В данной работе проводится изучение полностью плазменных актуаторов без каких-либо механических элементов, предназначенных для подавления баффета при турбулентном трансзвуковом обтекании профиля крыла.

Предварительное тестирование искрового актуатора

Первая серия экспериментов была проведена в неподвижном воздухе для определения структуры струйного течения, формирующегося при распаде тепловой каверны, возникающей при пробое поверхностного искрового субмикросекундного разряда. Подробное описание этой части работы можно найти в публикациях [12-13]. Возникающее после разряда струйное течение представляло собой по форме половину тороида, увеличивающегося со временем в размерах, в плоскости, перпендикулярной оси разрядного канала. Было обнаружено, что средняя скорость границы струйного течения для первых 20 мкс составляет до 200 м/с в зависимости от величины энергии электрического разряда.

В аэродинамическом эксперименте значительная часть размаха крыла должна быть покрыта искровыми актуаторами для влияния на баффет. Для экспериментов в аэродинамической трубе ОИВТ РАН модельный выступ, установленный на стенке канала и имитирующий профиль крыла, имел размах

72 мм. Функционирование актуатора с 5 искровыми промежутками было успешно проверено в одноимпульсном режиме в транзвуковом потоке в условиях без развития неустойчивости (баффета) [13]. Однако использованный упрощенный подход к созданию разряда и одноимпульсный режим не позволяют промоделировать условия полномасштабного эксперимента в транзвуковой аэродинамической трубе ЦАГИ Т 112. Размах крыла, устанавливаемого в рабочую часть Т 112, составляет 0,6 м, что требует модификации схемы разрядника, а именно увеличения числа искровых промежутков, работающих одновременно. Значительная продолжительность пуска транзвукового потока позволяет проводить исследования влияния разряда на нестационарное течение (баффет), для чего требуется работа разряда в продолжительном импульсно-периодическом режиме. Для решения поставленной задачи была предложена электрическая схема, показанная на рис. 1(а). Представленная схема была собрана и протестирована с различным количеством искровых промежутков от 2 до 21. Указанное количество искровых промежутков (21 шт.) достаточно, чтобы покрыть значительную часть размаха крыла плазменными актуаторами. Рабочий конденсатор заряжается до требуемого напряжения, а затем разряжается через управляемый ключ, подключенный к последовательному соединению искровых промежутков, каждый из которых соединен с землей через высокое сопротивление R_{Gr} . Сопротивления, добавленные в схему, облегчают пробой каждого промежутка, но не позволяют разрядить конденсатор C до полного пробоя всех промежутков.

Минимальное напряжение для стабильного полного пробоя всех разрядников было установлено экспериментально и составило $U = 15$ кВ для атмосферного давления. Многоискровой актуатор был испытан в импульсно-периодическом режиме в условиях, близких к испытаниям аэродинамической трубе Т-112. При давлении $P = 0,4$ атм, что приблизительно соответствует ста-

тическому давлению в сверхзвуковой области над крылом перед скачком, для актуатора, состоящего из 21 пары электродов (0,025 Дж на каждый разрядные промежутки за один импульс), и для актуатора, состоящего из 18 пар электродов (0,015 Дж на каждый разрядные промежутки при одном импульсе), максимальные полученные частоты составляли 1200 Гц и 1800 Гц соответственно. Средняя мощность при работе актуатора не превышала 650 Вт. В обоих случаях рабочая частота ограничивалась максимальной мощностью источника питания. Типичные зависимости напряжения и тока от времени для 21 искрового промежутка показаны на рис. 1(b).

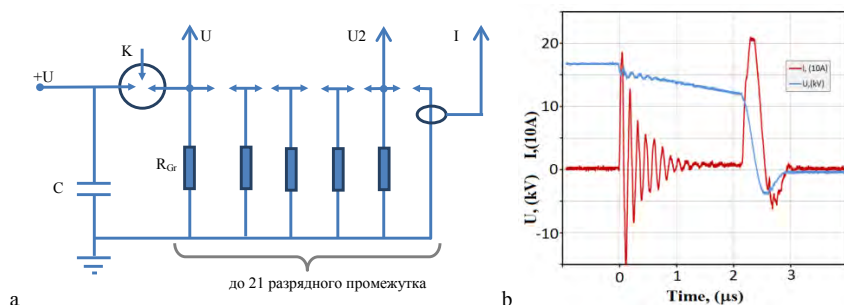


Рисунок 1 - Электрическая схема многоискрового актуатора (a);
Типичные зависимости напряжения и тока от времени для 21 искрового промежутка (b)

Для установки актуатора в металлический аэродинамический профиль была изготовлена диэлектрическая вставка. Вставка состоит из основы, выполненной из полиакрила ПММА, с двумя накладками, выполненными методом 3D-печати. Сборка содержит три вставки из керамики размером 44x100 мм каждая с установленными заподлицо электродами; заземляющие резисторы устанавливаются в полости с нижней стороны вставки. После сборки полость вставки заливается силиконовым компаундом для электроизоляции компонентов. Фотографии собранного актуатора показаны на рис. 2. Вставка с продольными (вдоль потока) искровыми промежутками содержала 21 пару электродов (1-й актуатор), а вставка с поперечными (поперек потока) промежутками содержала

18 пар электродов (2-й привод) – количество электродов было снижено для повышения стабильности пробоя.



Рисунок 2 - Актуатор с тремя пластинами 44х100, укомплектованный 21 парой электродов, вариант с продольным разрядом. Вид на актуатор сверху (слева) и снизу (справа)

Испытание актуатора в трансзвуковом потоке

Во время подготовки актуатора для аэродинамических испытаний были рассмотрены две основные геометрии расположения электродов для монтажа в модели крыла:

- искровые каналы параллельны потоку
- искровые каналы перпендикулярны потоку.

Вариация геометрии была обусловлена анизотропией струйного течения [13], возникающего при распаде искрового канала. В обоих случаях актуатор должен был располагаться в средней части хорды крыла в сверхзвуковой области выше по течению относительно трансзвукового скачка, но достаточно близко к нему.

Аэродинамические испытания искрового актуатора в трансзвуковом потоке были выполнены в аэродинамической трубе ЦАГИ Т-112 на модели крыла с аэродинамическим профилем Р-184-15SR с хордой 200 мм. Фотография модели крыла, оборудованного актуатором для создания продольного искрового разряда, и установленного в аэродинамической трубе, показана на рис. 3. Испытания проводились в следующем диапазоне параметров: угол атаки $\text{AoA} = 0-6^\circ$, число Маха $M = 0,73-0,78$. Частота работы разряда F_d варьировалась в диапазоне от 200 до 1180 Гц для 1-го актуатора при 0,025 Дж на одну искру и в диапазоне от 790 до 1790 Гц для 2-го актуатора а при 0,015 Дж на искру. Вы-

вод о наличии баффета был сделан на основе колебаний ударной волны, зарегистрированных высокоскоростной видеокамерой теневым методом. При анализе данных, приведенном ниже, наибольшее внимание было уделено испытаниям с высокими углами атаки и высокими числами Маха, сопровождающимся развитием баффета, а именно $M=0,76$ при $AoA=5-6^\circ$ и $M=0,78$ при $AoA=3-6^\circ$. Частота баффета составила 100-120Гц.



Рисунок 3 - Крыло с профилем P-184-15SR, укомплектованное актуатором, в аэродинамической трубе ЦАГИ Т-112

В результате анализа распределений давления был сделан предварительный вывод, что эффект от разряда на распределение коэффициента давления C_p пренебрежимо мал: отклонения давления, вызванные разрядом, находятся в пределах точности измерений. При этом необходимо отметить, что в области диэлектрической вставки на верхней поверхности датчики давления отсутствовали по техническим причинам.

Теневые изображения для различных моментов времени после разряда представлены на рис.4. Из анализа данных видеозаписей теневой визуализации можно сделать вывод, что в эксперименте искровые промежутки были расположены непосредственно перед скачком уплотнения, под ним или даже сразу после него, и расширение тепловой каверны разряда и вихрегенерация происходили уже ниже по течению относительно скачка уплотнения. Этот

фактор может оказать резкое отрицательное влияние на эффективность искрового вихрегенератора. Однако даже в этом случае работа разряда привела к небольшому уменьшению амплитуды колебаний скачка уплотнения для нескольких наборов условий.

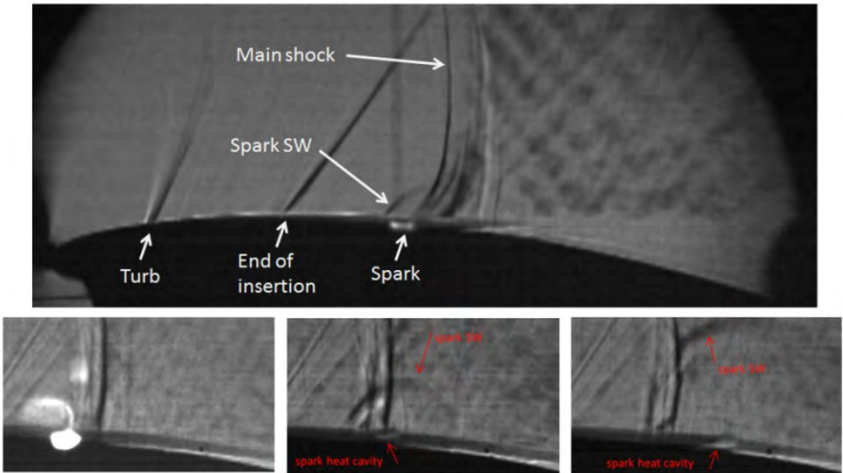


Рисунок 4 - Теневая визуализация течения для разных моментов времени после разряда

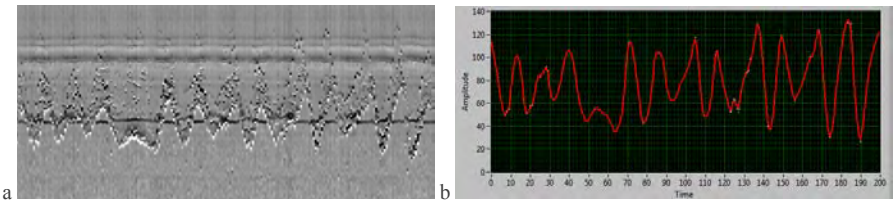


Рисунок 5 - Обработка результатов экспериментов:
а – имитация снимка камеры линейного сканирования;
б – зависимость координаты скачка уплотнения от времени

Для оценки эффективности влияния актуатора на баффет были использованы следующие этапы обработки изображений (см. Рис. 5). Для каждой видеозаписи теневых картин было выполнено построение имитации изображения камеры линейного сканирования на базе профилей яркости вдоль линии, отстоящей от поверхности крыла на 15 мм, по которым затем были построены

диаграммы, представляющие собой изменение положения скачка уплотнения во времени. После этого для временной зависимости положения прямого скачка уплотнения строился амплитудный спектр и вычислялось среднеквадратичное отклонение положения скачка.

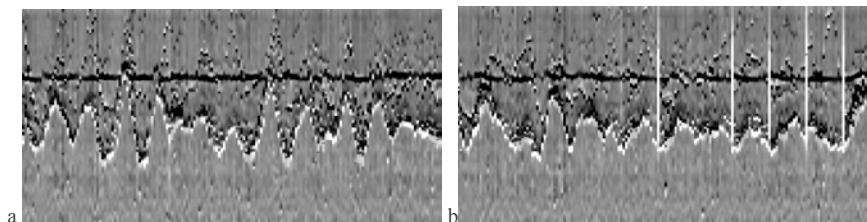


Рисунок 6 - Изменение координаты скачка во времени. $\text{AoA}=5^\circ$, $M=0.76$: без разряда (a) и с разрядом при частоте работы разряда $F_d=400$ Гц (b)

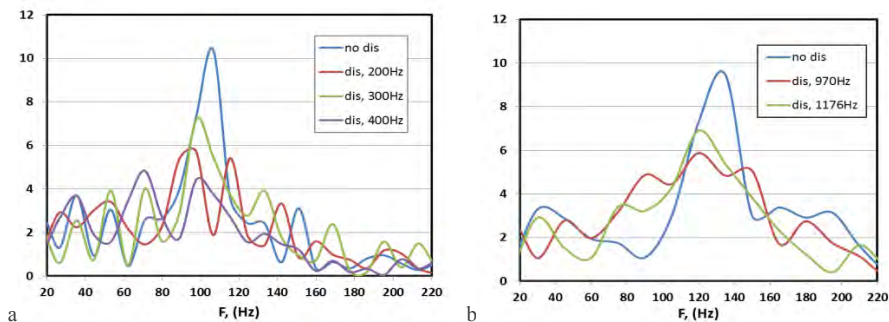


Рисунок 7 - Амплитудный спектр: $\text{AoA}=5^\circ$, $M=0.76$ (a) и $\text{AoA}=5^\circ$, $M=0.78$ (b)

Анализируя полученные результаты необходимо отметить, что в случае отсутствия баффета не было обнаружено какого либо эффекта от работы разряда на положение скачка уплотнения и распределение давления. В нестационарных режимах (при наличии баффета) было получено умеренное уменьшение амплитуды колебаний скачка уплотнения (см. Рис. 6 и рис. 7). Для дальнейшего снижения амплитуды колебаний необходимы дальнейшие исследования по оптимизации положения актуатора вдоль хорды крыла, т.к. положительный эффект был обнаружен только в тех случаях, когда разряд работал преимущественно в сверхзвуковой зоне *перед* скачком уплотнения.

Численное моделирование влияния искрового актуатора на баффет при трансзвуковом обтекании крыла

Для уточнения потенциальных возможностей по влиянию на баффет актуатора на базе субмикросекундного искрового разряда было выполнено численное моделирование трансзвукового обтекания профиля P184-15SR с хордой 200 мм в российском программном комплексе FlowVision. Моделирование основано на решении трехмерной нестационарной системы уравнений Навье-Стокса, дополненной модифицированной $k-\epsilon$ моделью турбулентности (URANS подход). Предварительное моделирование было выполнено для двумерного случая для выявления режимов со стабильной реализацией баффета, после чего был выполнен переход к трехмерной постановке. Расчет выполнялся для тонкого трехмерного слоя толщиной 6 мм (что соответствовало половине расстояния между парами электродов), заключенного между двумя плоскостями симметрии. Искровой разряд моделировался с помощью цилиндрического импульсного источника тепла $\varnothing$ 1 мм и длиной 3 мм, половина которого находилась в расчетной области. Такой подход был ранее успешно использован для моделирования газодинамики распада тепловой каверны искрового разряда в неподвижном воздухе [14]. Центр источника тепла располагался на расстоянии 32% вдоль хорды крыла от передней кромки. На поверхности крыла было установлено условие прилипания потока, применялись пристенные функции, а расчетная сетка обеспечивала $Y^+ < 35$ в области разряда. Суммарное количество ячеек в расчете не превышало 750000 штук. Число Маха набегающего потока было выбрано $M=0,74$, а угол атаки крыла составил 5° . В предварительных расчетах были получены периодические колебания скачка уплотнения без активации разряда. Типичный вид цикла баффета при обтекании профиля без работы актуатора показан на рисунке 8.

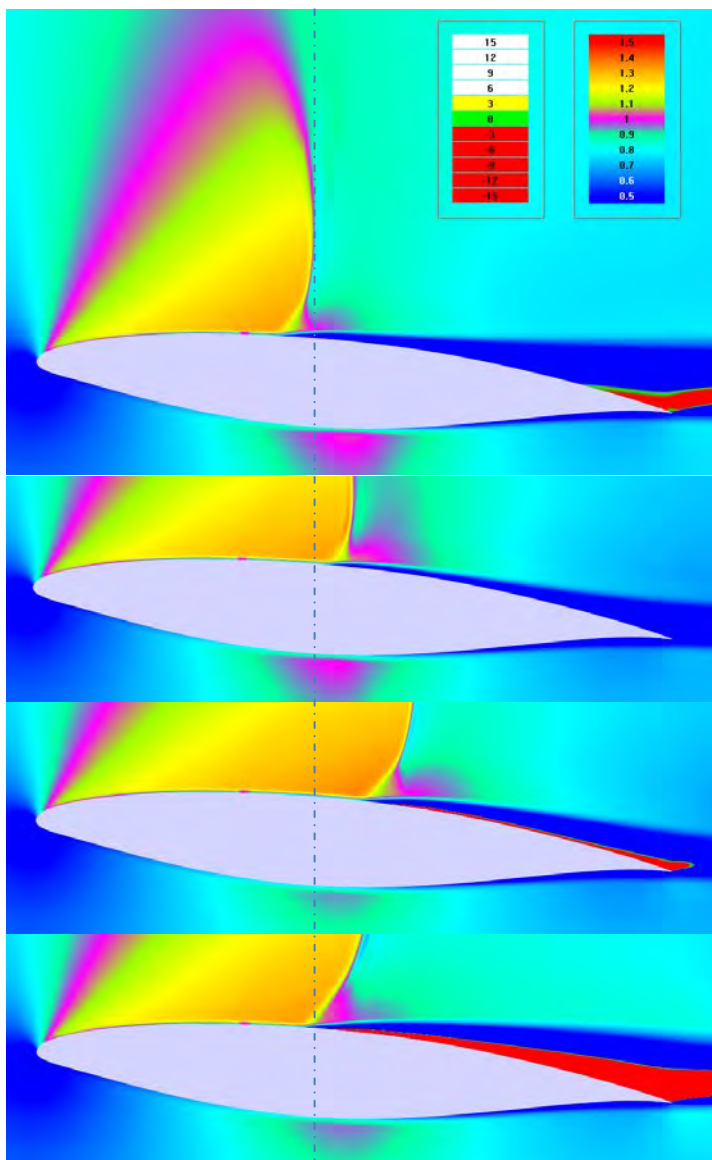


Рисунок 8 - Цикл баффета: типичная мгновенная картина обтекания профиля без работы актуатора. Показано поле V_x (красным, обратное течение) и распределение числа Маха

Следующий этап расчета заключается в активации объемного источника тепла. Энергия, выделяемая источником, составляла 0.025 Дж в полной искре, длительность импульса была 1 мкс, частота повторения импульсов равнялась 1200 Гц, т.е. в расчете были использованы параметры разряда, которые реально были реализованы в эксперименте. Включение актуатора, который начинает работать через 0,063 с после начала расчета, сопровождается значительным уменьшением амплитуды колебаний скачка уплотнения. Зависимости подъемной силы и положения скачка уплотнения от времени в расчете показана на рисунке 9 (a) и (b) соответственно.

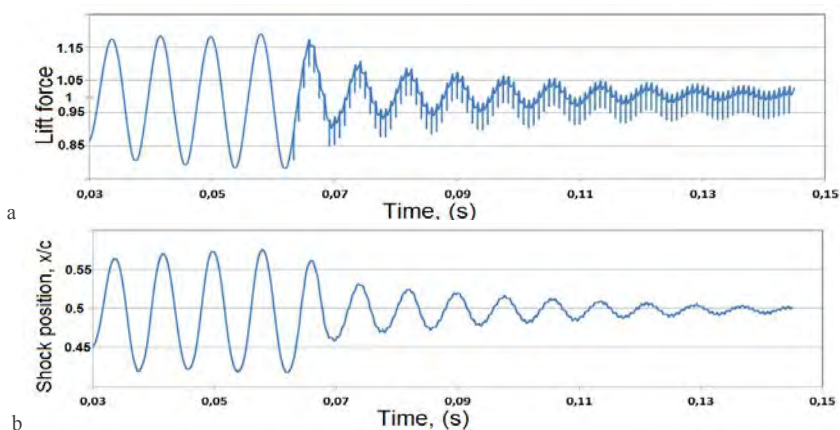


Рисунок 9 - Затухание колебаний подъемной силы и колебаний скачка уплотнения после активации разряда

В процессе взаимодействия разряда с потоком можно выделить следующие ключевые моменты и особенности. В первые 20-50 мкс от места пробоя разряда отходит ударная волна, вызванная началом расширения тепловой каверны. Послеразрядная каверна находится в слоях с разной продольной скоростью потока, что приводит к значительному вытягиванию теплового следа. В момент, когда «ножка» тепловой метки, находящаяся в пристенном слое, попадает под переднюю ножку лямбда-структуры (т.е. входит в утолщенный пограничный

слой), под этой структурой формируется небольшая отрывная зона, а вокруг тепловой метки формируется парный вихрь, аналогичный вихрю, формирующемуся при обтекании струи, инжектируемой со стенки в поток. При этом поперечная скорость газа достигает 70 м/с. Этот момент хорошо виден на поле скоростей через ~200 мкс после разряда (рис. 10). Именно с момента образования этого вихря начинается положительная динамика на графике зависимости подъемной силы от времени.

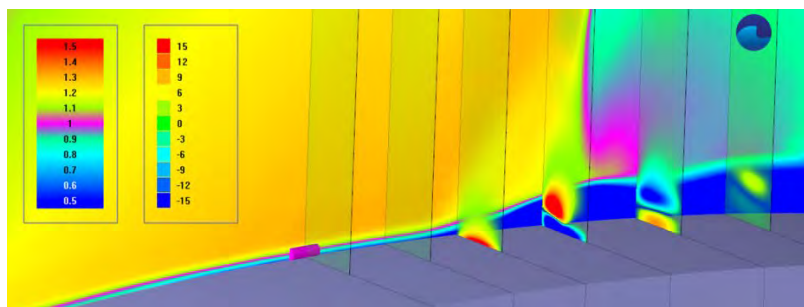


Рисунок 10 - $M=0.74$, $AoA = 5^\circ$. 3D моделирование, 200 мкс после разряда: $|V_z|$ достигает 70 м/с. Фоновая заливка – число Маха, поперечные плоскости – V_z (м/с)

В момент, когда скачок и отрывная зона движутся от задней кромки к передней, разряд разбивает единую длинную отрывную зону на несколько, препятствуя, таким образом, дальнейшему смещению скачка уплотнения против потока (см. рис.11). Вероятно, именно в этой части вихрегенерация играет ключевую роль, перенося энергию из дальних слоёв пограничного слоя к стенке и препятствуя развитию основной отрывной зоны. В момент, когда скачок движется от передней кромки к задней, т.е когда глобальная отрывная зона отсутствует, разряд формирует небольшие отрывные зоны в области под скачком, которые играют роль схожую с ролью механических выступов, фиксируя скачок и не позволяя ему сместиться дальше к задней кромке, как это показано на рисунке 12.

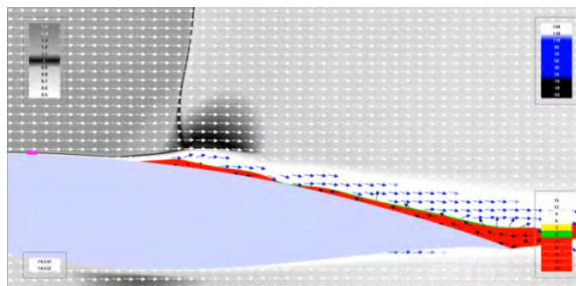


Рисунок 11 - Скачок идет вперед. Разряд разбивает основную отрывную зону, смещающую скачок вперед, на две. Заливка – число Маха
Красным показана зона обратного течения

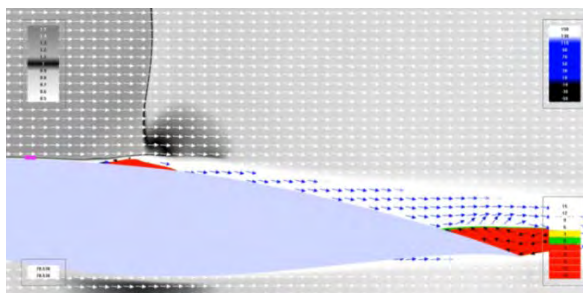


Рисунок 12 - Скачок идет назад. Разряд формирует отрывную зону, препятствующую движению скачка вниз. Заливка – число Маха
Красным показана зона обратного течения

Выводы

Проведено экспериментальное и численное исследование возможности применения плазменного актуатора для управления явлением трансзвукового баффета. Была разработана и успешно протестирована практическая схема плазменного актуатора с несколькими одновременными искрами. В работе был протестирован актуатор, содержащий 21 искровой промежуток, и работающий с энергией 0,025 Дж в одной искре при частоте повторения 1200 Гц, что на порядок выше, чем типичная частота баффета. Уменьшение амплитуды колебаний было обнаружено экспериментально после обработки набора данных, полученных с помощью высокоскоростной теневой визуализации, при испытаниях на аэродинамической трубе ЦАГИ Т-112.

С помощью численного моделирования в программном комплексе FlowVision показана возможность значительного снижения амплитуды баффета при использовании актуатора на базе субмикросекундного искрового разряда. Ключевым процессом, приводящим к положительному эффекту, является генерация парного вихря, возникающего при обтекании тепловой каверны в утолщенном пограничном слое под лямбда-структурой скачка уплотнения. Также необходимо отметить, что снижение амплитуды баффета достигнуто при параметрах разряда, которые могут быть реализованы в будущих экспериментах.

Работа выполнена в рамках международного проекта «BUTERFLI», входящего в 7-ю рамочную программу Европейской Комиссии.

Список литературы

1. *Caruana D., Mignosi A., Robitaille O. C., Correge M.* - Separated Flow and Buffeting Control // Flow, Turbulence and Combustion. 2003. V. 71. P. 221–245.
2. *Bur R., Coponet D., Carpels Y.* - Separation control by vortex generator devices in a transonic channel flow // Shock Waves. 2009. V. 19. P. 521–530.
3. *Molton P., Bur R., Lepage A., Brunet V., Dandois J.* - Control of Buffet Phenomenon on a Transonic Swept Wing // 40th Fluid Dynamics Conference and Exhibit. 2010. 28 June - 1 July, Chicago, Illinois. AIAA 2010-4595.
4. *Dandois J., Brunet V., Molton P., J.-C. Abart, A. Lepage* - Buffet Control by Means of Mechanical and Fluidic Vortex Generators // 5th Flow Control Conference. 2010. 28 June - 1 July, Chicago, Illinois. AIAA 2010-4975.
5. *Eastwood J.P., Jarrett J.P.* - Toward Designing with Three-Dimensional Bumps for Lift/Drag Improvement and Buffet Alleviation // AIAA J. 2012. V. 50. № 12. P. 2882-2898.

6. *Ogawa H., Babinsky H., Patzold M., Lutz T.* - Shock / Boundary-Layer Interaction Control Using Three-dimensional Bumps for Transonic Wings // 45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. 2007. 8 - 11 January, Reno, Nevada. AIAA 2007-324.
7. *Caruana D., Mignosi A., Corrège M., Le Pourhiet A., Rodde A.M.,* - Buffet and buffeting control in transonic flow // *Aerospace Science and Technology*. 2005. V. 9. P. 605-616.
8. *Kogan M.N., Starodubtsev M.A.* - Transonic flow past an airfoil with mini-flaps // *Fluid Dynamics*. 2008. V. 43. № 3. P. 480-484.
9. *Soudakov V.G., Abramova K.A., Brutyan M.A., Lyapunov S.V., Petrov A.V., Potapchik A.V., Ryzhov A.A.* - Investigation of buffet control on transonic airfoil by tangential jet blowing // 6th European Conference for Aeronautics and Space Sciences (EUCASS), paper FP-137, 2015
10. *Abramova K.A., Brutyan M.A., Khairullin K.G., Petrov A.V., Potapchik A.V., Soudakov V.G.* - Buffet delay on transonic airfoil by tangential jet blowing // EUCASS 2017, paper FP_325
11. *Sidorenko A., Budovsky A., Vishnyakov O., Polivanov P., Maslov A.* - Artificial structures in boundary layer and their application for transonic separation control // 6th European Conference for Aeronautics and Space Sciences (EUCASS), paper FP-105, 2015
12. *Firsov A. A., Isaenkov Yu. I., Shurupov M. A., Leonov S. B.* - Study of structure and dynamics of gaseous jet after surface spark // 6th European Conference for Aeronautics and Space Sciences (EUCASS), paper FP-190, 2015
13. *Firsov A. A., Isaenkov Yu. I., Shurupov M. A., Leonov S. B.* - Development of plasma actuator based on surface sparks for a buffet control // AIAA 2016-1690

**Конференция пользователей
SIMULIA Abaqus
(Regional User Meeting Dassault Systemes SIMULIA)**

МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПРАВКИ ПЛОСКОГО ПРОКАТА

Трусов К.А.¹, Копаев О.В.¹
Нуштаев Д.В.²

¹ АО «Северсталь Менеджмент», г. Череповец, Россия

² ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

Лазерная резка является эффективным методом вырезки заготовок из листового металла благодаря высокой точности и производительности. Однако, несбалансированность остаточных напряжений в металле является основным препятствием популярности данного метода. В процессе лазерной резки листа эти напряжения освобождаются и приводят к потере плоскостности листа, то есть изгибу его концов, что может привести к остановке оборудования. В процессе производства стальных листов прокат подвергается высокотемпературному нагреву с последующим охлаждением, скоткой в рулон, правкой и порезкой на листы (рис.1).

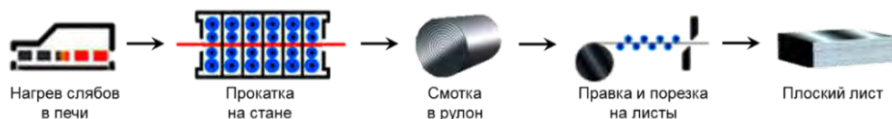


Рисунок 1 – Основные операции производства плоского листа

В результате всех этих операций в металле накапливаются напряжения, действующие по всем осевым направлениям, а в ходе лазерной резки происходит их высвобождение, что и приводит к значительному искривлению заготовки. Высокие требования к качеству продукции, предъявляемые рынком, обусловили разработку новых высокотехнологичных машин для производства плоской металлопродукции. Настройка таких машин крайне сложна и ее успешность зависит, в основном, от опыта оператора. Поскольку в последние годы усиленно развиваются вычислительные ресурсы, в процессе производства особую важность приобретает моделирование, которое используется для анализа влияния параметров оборудования на получение качественного плоского

металлопроката. Наиболее распространёнными машинами для получения плоского проката являются:

- *роликовые правильные машины* (РПМ). При правке проката в РПМ металл проходит через 2 ряда верхних и нижних роликов, расположенных в шахматном порядке. По мере прохождения полосы давление роликов на металл снижается практически до нулевого на выходе из машины, что позволяет получить плоский прокат на выходе (рис.2).

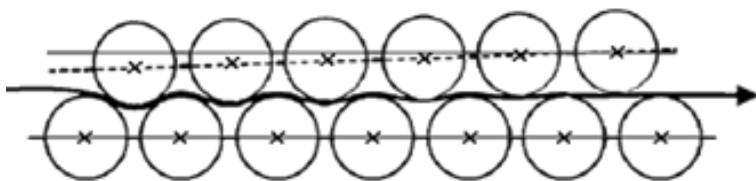


Рисунок 2 - Упрощенная схема РПМ

- *изгибо-растяжные машины* (ИРМ). При правке проката в ИРМ ролики натяжного устройства большого диаметра на выходе вращаются несколько быстрее, чем рабочие ролики, что позволяет обеспечить эффективную правку не только изгибом, но и растяжением. (рис.3).

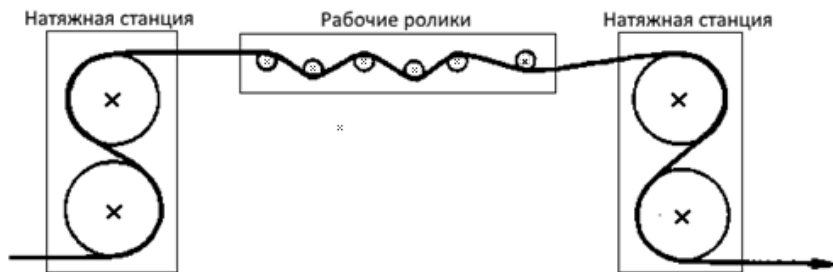


Рисунок 3 - Упрощенная схема ИРМ

Постановка задачи в SIMULIA Abaqus

В данной работе рассматривается моделирование процесса правки только на роликовой правильной машине. Для создания модели РПМ использовался

программный пакет Abaqus/Standard. С его помощью была построена конечная-элементная 2D-модель процесса правки на пятнадцати роликовой правильной машине.

Для задания материала полосы были отобраны и измерены образцы марки стали S355MC. Толщина стальной полосы составляла 3 мм. Было проведено испытание на растяжение образца и построена кривая “напряжение-деформация”. Основные характеристики материала полосы приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Свойства материала

Марка стали	Модуль упругости, ГПа	Предел текучести, МПа	Предел прочности, МПа	Относительное удлинение, %
S355MC	206,8	380	450	30

Модель РПМ включает в себя пятнадцать рабочих роликов, расположенных в шахматном порядке (рис.4). Ролики моделировались как абсолютно жесткие тела (discrete rigid) заданного радиуса. Модель полосы построена так, что учитывает дефект рулонной кривизны (использовался радиус витка рулона равный 500мм). Полоса состоит из 6 элементов по толщине. Тип конечных элементов - CPE4R (четыреугольники с редуцированным интегрированием), которые реализуют плоско-деформированное состояние заготовки.

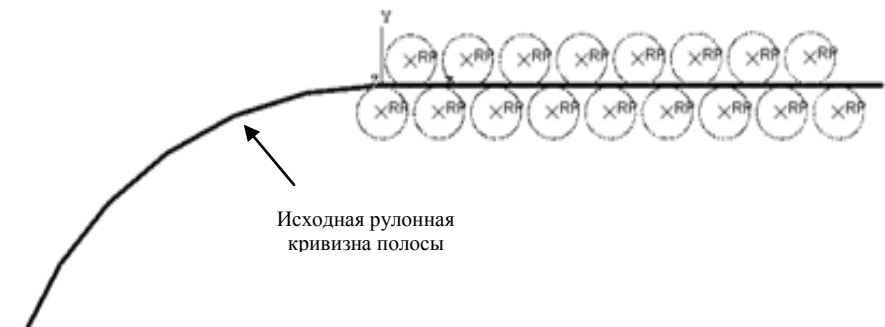


Рисунок 4 – Сборка модели (модуль Assembly)

Постановка задачи включала в себя 6 основных шагов:

– *Шаг 1* (Dynamic, Implicit): Установка полосы между рабочими роликами правильной машины (рис. 5.1 и 5.2). К ряду верхних роликов, к их опорным точкам (reference points), было приложено условие перемещения (Load, Displacement) по оси ординат согласно режиму правки. Нижний ряд роликов, на данном шаге, является не подвижным и зафиксирован по всем осям.

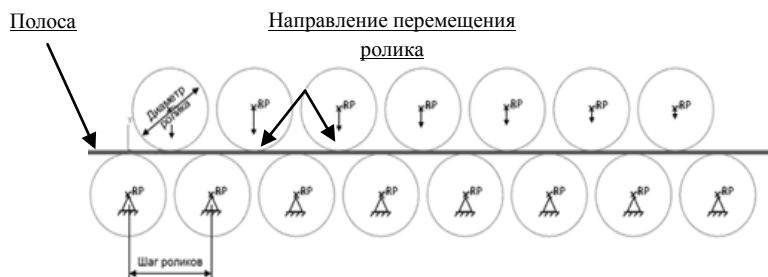


Рисунок 5.1 – Исходное положение сборки вначале 1^{го} шага

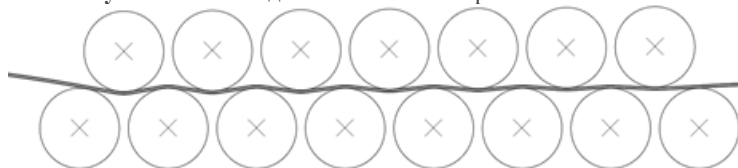


Рисунок 5.2 – Ролики установлены в рабочее положение

- *Шаг 2* (Static, General): Обнуления значений узловых скоростей;
- *Шаг 3* (Dynamic, Implicit): Правка полосы;

На данном шаге задается угловая скорость вращения рабочих роликов (Load, Velocity). Ролик развивает заданную скорость постепенно и достигает рабочую скорость за 0,1 секунды. Полоса приводится в движение за счет взаимодействия с рабочими роликами (коэффициент трения между поверхностями равен 0,2);

- *Шаг 4* (Static, General): Обнуления значений узловых скоростей;

– *Шаг 5* (Dynamic, Implicit): Резка. Моделирование порезки полосы посредством деактивации части активных элементов с помощью функции “Model change” и оценка изгиба концов полосы под воздействием остаточных напряжений после правки.

Результаты исследования

С помощью моделирования был исследован процесс правки с точки зрения остаточных напряжений. Был оценен ряд параметров – влияние положения роликов на входе (зазор на входе в РПМ) и на выходе (зазор на выходе из РПМ), скорость правки, а также изгиб полосы под влиянием остаточных напряжений после порезки (шаг 5). Пример распределения остаточных напряжений и форма полосы после резки представлен на рис.6 и в таблице 2.

Таблица 2 - Варианты настройки РПМ

Номер режима	Перемещения верхнего ролика, мм		Разница между первым и последним роликом, мм	Перепад напряжений по толщине, МПа	Изгиб полосы
	Первого	Последнего			
1	3	3	0	374	
2	3	1.5	1.5	304	
3	4	2.5	1.5	311	
4	5	3.5	1.5	344	
5	5	0.5	4.5	151	
6	6.5	0.3	6.2	113	
7	6.5	2	4.5	403	
8	8	5	3	401	

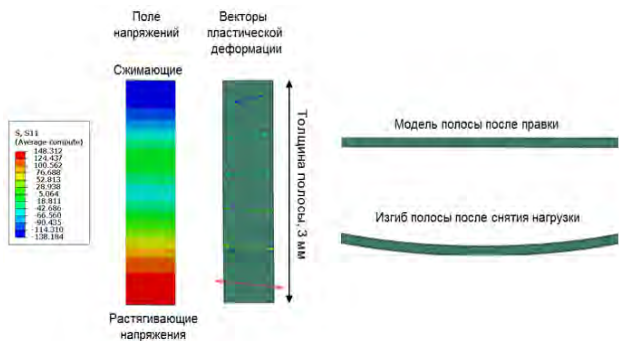


Рисунок 6 - Распределение продольных остаточных напряжений по толщине полосы и результат изгиба полосы под их воздействием

Был сделан ряд выводов и выданы рекомендации в производственный цех:

- Воздействие последнего верхнего ролика РПМ на полосу должно быть минимально, то есть уровень установки ролика (зазор на выходе) должен быть примерно равен толщине полосы;
- Воздействие первого верхнего ролика РПМ на полосу должно быть максимально возможным, исходя из возможностей машины, и обеспечивать пластификацию около 75% по толщине полосы (Пластификация – степень распространения пластических деформаций, то есть процент толщины материала, который достиг предела текучести)

Таким образом, математическое моделирование с помощью программы SIMULIA Abaqus показало возможность оценки поведения материала, под воздействием остаточных напряжений, после его порезки. Развитие модели РПМ может принести ценный вклад для оптимизации процесса правки и оценки состава необходимого оборудования, что, в свою очередь, приведет к улучшению качества продукции. Поэтому работа в данном направлении продолжается и следующими шагами по ее развитию является переход к 3D-постановке с учетом разнотолщинности по длине и ширине полосы.

ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ PYTHON-СКРИПТОВ В SIMULIA ABAQUS ПРИ РАСЧЕТЕ АВТОМОБИЛЬНЫХ ШИН

Кротова А.Н.

ООО «Научно-технический центр «Интайр», г. Ярославль, Россия

На сегодняшний день холдинг «Cordiant» - ведущий поставщик шин на отечественном рынке. Одна из основных задач научно-технического центра «Интайр» - разработка методик проектирования современных и надежных конструкций шин с улучшенными показателями: топливная экономичность, внешний шум, сцепление с мокрой дорогой и др. Достижение этих показателей возможно только при использовании современных расчетных методов, позволяющих прогнозировать эксплуатационные свойства опытных моделей на стадии проекта. Для решения поставленной задачи с 2012 года в компании используется программный комплекс SIMULIA Abaqus, являющийся общепризнанным лидером в конечно-элементном моделировании автомобильных шин.

На современном уровне развития информационных технологий автоматизация рутинных операций, осуществляемых инженером-разработчиком, представляет собой один из подходов к обеспечению качества проектирования, сокращению трудозатрат и времени разработки продукции, что в конечном итоге делает работу конструктора более эффективной. Этот подход позволяет осуществлять управление большими потоками информации за счет использования специальных утилит, так называемых python-скриптов, которые минимизируют степень влияния человеческого фактора на процесс.

В НТЦ «Интайр» python-скрипты широко применяются для автоматизации процессов ввода и вывода информации, получения отчетов о решении статических и динамических задач.

Шина является достаточно сложным объектом для трехмерного моделирования. Созданием и анализом моделей шин могут заниматься специалисты,

которые обладают специализированными знаниями, в том числе навыками работы в препроцессоре Abaqus. Поэтому для конструкторов-разработчиков, мало знакомых с этим КЭ-пакетом, требуется формировать отчетную документацию в привычном для них виде. Для вывода результатов расчета удобно использовать внешние python-библиотеки такие, как ruautocad для работы с файлами AutoCAD и openpyxl для Excel. Вывод данных возможен в фоновом режиме без запуска графического интерфейса, что существенно сокращает время на обработку данных.

Первой реализованной задачей в данном контексте стал автоматизированный вывод данных напряженно-деформированного состояния шины. При таком анализе необходимо учитывать многослойную структуру шины, образованную резиновыми и армирующими элементами, которые при нагружении испытывают значительные изменения. Для прогнозирования работоспособности шины и выбора оптимальных конструктивных решений разработчику важно знать распределение и концентрацию напряжений, перемещений и деформаций как в совокупности, так и по отдельности в каждой детали шины, для оценки мест вероятного разрушения конструкции. Получение расчетных данных по перечисленным характеристикам возможно в автоматическом режиме. Для этого в python-скрипте создаются области, которые ссылаются на наборы элементов, образующие резиновые детали шины, и с помощью метода getSubset считываются значения переменных (S, U, EE, SENNER) в выбранной области. Данные передаются в Excel-файл, где на основе полученных значений строятся диаграммы. Конструктор визуально может оценить степень влияния той или иной детали на общую картину напряженно-деформированного состояния шины и принять меры по его снижению в критических зонах.

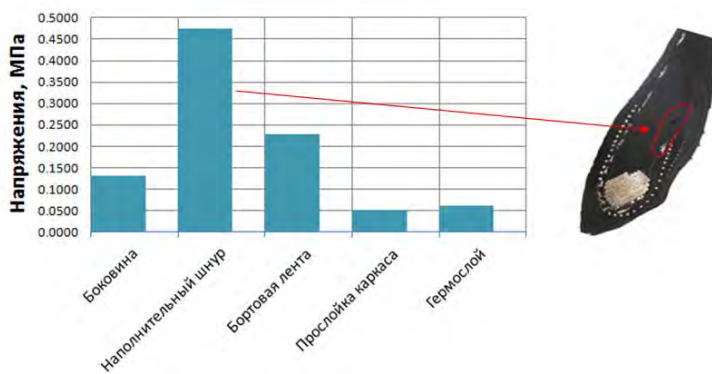


Рисунок 1 – Напряжения в резиновых деталях и разрушение в бортовой зоне после эксплуатации шины

Также с помощью описанного выше подхода осуществляется формирование массивов данных для передачи их в другие приложения с целью проведения дальнейшего анализа. Например, на основе расчета плотности энергии деформации в шине от надувки к обжатию была разработана методология определения потерь на качение. Ранее нами уже была создана программа по вычислению потерь в деталях шины в среде Visual Basic, входные файлы к которой формировались вручную с помощью запросов через инструмент Query information. Это занимало достаточно длительное время, поскольку количество файлов в среднем превышало 50 штук. На сегодняшний момент формирование входных файлов реализовано с помощью python-скрипта.

Далее рассмотрим решение практической задачи вычисления площади контакта шины при повороте колеса. В статичном состоянии пятно контакта шины с дорогой имеет более простую форму, чем в динамике, и вычисление общей площади контакта встроенными программными средствами SIMULIA Abaqus не вызывает труда. Иначе дело обстоит с динамическим пятном контакта, которое может принимать любую форму от прямоугольника до треугольника с возникновением участков сцепления и проскальзывания в зоне контакта.

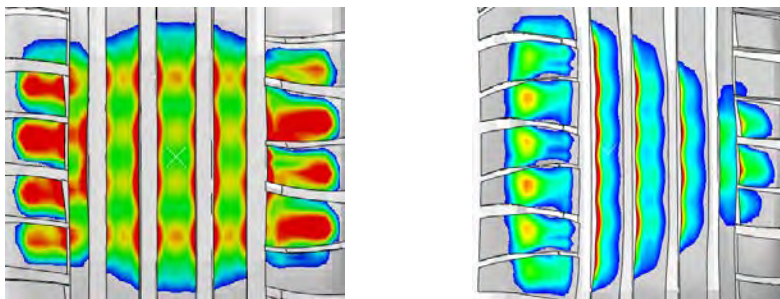


Рисунок 2 – Статическое и динамическое пятно контакта шины с дорогой при повороте колеса

С целью улучшения сцепных свойств шины нужно определить критерий, позволяющий достоверно оценить различия между шинами при изменении конструктивных параметров. Для этого необходим анализ динамического изменения площадей скольжения и сцепления в зависимости от угла поворота шины. Общей площади контакта для анализа сцепных свойств шин будет недостаточно. Получить данные значения явным образом в SIMULIA Abaqus не представляется возможным, так как по результатам расчета статус контакта шины с дорогой отображается только в виде контрастных цветовых областей без указания абсолютной величины.

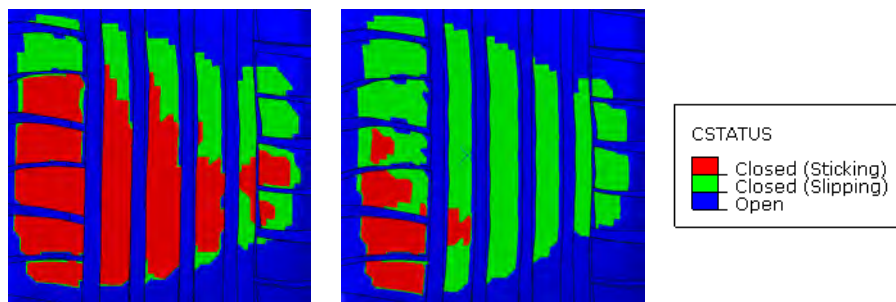


Рисунок 3 – Статус контакта шины с дорогой при повороте колеса

Переменная CAREA в History Output позволяет определить только общую площадь контактных взаимодействий - сумму площадей скольжения и сцепле-

ния. Поэтому требовался иной подход для отслеживания площади отдельно взятых областей в зоне контакта.

Для решения данной задачи был разработан скрипт, позволяющий получить значения площадей участков скольжения и сцепления в числовом выражении путем анализа свойств массивов узлов, образующих контактное пятно. На каждом инкременте расчета проверялся статус узлов, находящихся в контакте (переменная CSTATUS), если значение переменной равно 1, значит, узел находится в стадии «Slipping» (скольжение), если значение равно 2 – в стадии «Sticking» (сцепление). Далее суммировалась площадь контактных ограниченных узлов (переменная CNAREA) каждой из областей. В таблице 1 приведены результаты расчета площадей сцепления и скольжения при дискретном изменении угла поворота шины от 0° до 10°.

Таблица 1- Результаты расчета площадей с помощью скрипта

Угол, °	Площадь скольжения, мм ²	Площадь сцепления, мм ²	Общая расчетная площадь, мм ²	CAREA, мм ²
0	491,6694884	14234,66726	14726,33675	14726,3
0,25	845,4364073	13831,57096	14677,00736	14677
0,5	1110,600726	13369,84881	14480,44954	14480,4
0,875	2375,743852	11653,31662	14029,06047	14029,1
1,437	5777,438095	7800,854957	13578,29305	13578,3
2,281	9315,525205	3932,217705	13247,74291	13247,7
3,281	11131,56013	1900,372678	13031,93281	13031,9
4,281	12049,16891	1057,247731	13106,41665	13106,4
5,281	12711,92605	402,0961657	13114,02222	13114
6,281	13159,51042	17,44790077	13176,95832	13177
7,281	13203,09748	0	13203,09748	13203,1
8,281	13192,41886	0	13192,41886	13192,4
9,281	13187,05503	0	13187,05503	13187,1
10	13214,88301	0	13214,88301	13214,9

Для проверки было выполнено сравнение полученных с помощью python-скрипта данных (общая площадь контакта) с переменной CAREA: расчетные значения из python-скрипта имели большую точность, а округленные значения равнялись величине переменной из Abaqus. Скрипт позволил оценить влияние конструктивных параметров на сцепные свойства шины. В качестве примера была рассчитана площадь сцепления шины с дорогой у исходной модели (модель 1), затем внесены конструктивные изменения и выполнен аналогичный расчет для модели 2. На рисунке 4 представлены графики изменения площадей сцепления в зависимости от угла поворота шины в различных моделях:

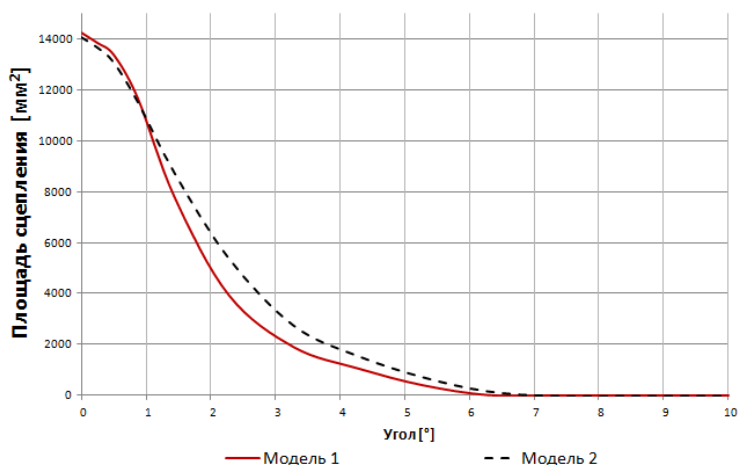
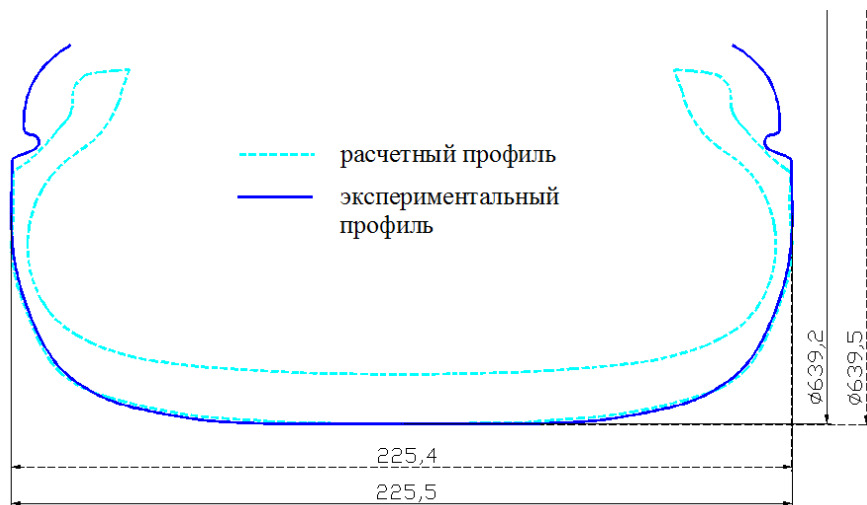


Рисунок 4 – График изменения площади сцепления различных конструкций шины в зависимости от угла поворота колеса

Следующая задача, решенная с помощью python-программирования, заключалась в экспорте данных из пакета SIMULIA Abaqus в AutoCAD. Для верификации результатов расчета в НТЦ производится сравнение деформированных контуров шины из Abaqus с реальными контурами, полученными с помощью профиломера. Извлечение деформированных контуров на различных шагах расчета покрышки дает возможность визуально и численно оценить процессы, происходящие в деталях и слоях от надувки до обжатия, при стац-

онарном качении или аквапланировании. Получить подобные контуры покрышки и ее внутренних элементов можно на любом шаге и инкременте расчета. К сожалению, в Abaqus отсутствуют функции трансляции контуров непосредственно в AutoCAD. Таким образом, был разработан скрипт для получения нагруженных контуров шины с целью проведения сравнительного анализа с результатами испытаний. Для этого на стадии подготовки осесимметричной модели к расчету создается набор узлов, описывающий внешний и внутренний контуры шины. После решения задачи надувки внутренним давлением и обжатия опорной поверхностью с помощью вычисления сферических координат определяется необходимый срез шины, и координаты узлов записываются в массивы, которые упорядочиваются по специальному алгоритму. Далее элементы массива передаются в AutoCAD в качестве точек путем применения команд библиотеки `pyautocad`, и по этим точкам строится выпуклый контур импортированной из SIMULIA Abaqus точечной фигуры. Также, помимо `dwg`-файла, скрипт вычисляет габариты надутой и обжатой шины, записывая их в текстовый файл.



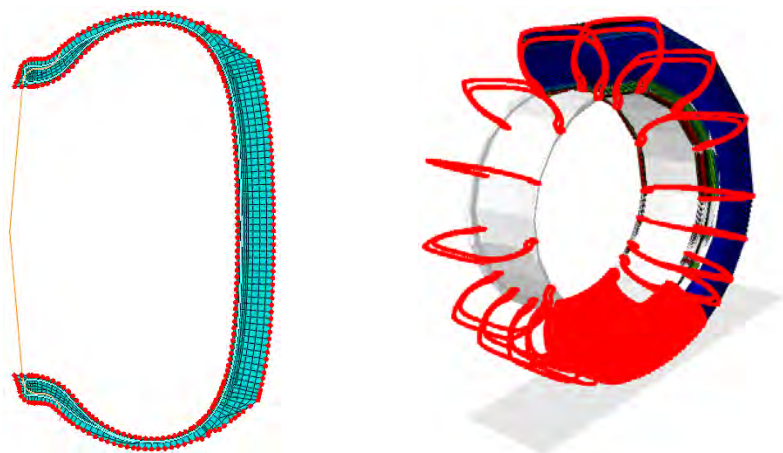


Рисунок 5 – Экспорт контура надутой шины в AutoCAD

Как было отмечено выше, шина является сложным объектом для трехмерного моделирования. Поэтому была поставлена задача по разработке упрощенной версии графического пользовательского интерфейса Abaqus для конструкторов-разработчиков, которые не обладают специальными знаниями инженерного пакета. На данном этапе были написаны python-скрипты, которые позволили настроить внешний вид программной среды Abaqus, а именно, были скрыты ненужные модули и наборы инструментов; созданы собственные, отвечающие требованиям конкретной задачи. На основе входных данных из AutoCAD, которые представляют собой чертеж распределения материалов в шине, и из файла Excel, где указаны свойства материалов и нагрузочные характеристики, основной скрипт приложения строит осесимметричную модель шины. Упрощенный интерфейс позволяет конструктору совершать только определенные действия, связанные с редактированием геометрии, без возможности влияния на алгоритм построения расчетной модели. В конечном итоге, удалось сократить время подготовки модели в препроцессоре Abaqus до нескольких минут.

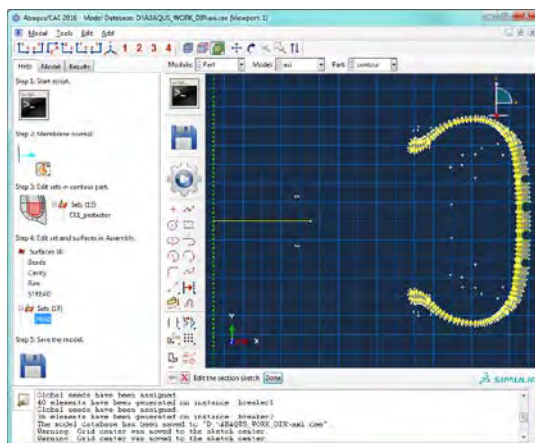


Рисунок 6 – Пользовательский интерфейс SIMULIA Abaqus

После создания осесимметричной модели конструктор запускает последовательные вычисления через python-скрипт, который формирует inp-файлы, содержащие отдельные расчетные задачи такие, как расчет пятна контакта шины с дорогой, качение, поворот колеса и др. Между расчетами применяется код для извлечения промежуточных данных, которые являются входными параметрами для следующих задач расчетной цепочки. По окончании формируется отчетная информация с результатами расчетов. Подобная автоматизация позволяет более рационально использовать ресурс вычислительной машины и стандартизирует процедуру проведения конечно-элементного анализа шины.

Таким образом, python-скрипты представляют собой мощный инструмент для решения математических задач и обработки данных. В НТЦ «Интайр» автоматизация с помощью языка Python показала высокую эффективность и широкую применимость на различных этапах моделирования. В дальнейшем планируется разработать внешнюю графическую оболочку для проведения КЭ-анализа шины конечным пользователем с целью реализации процессов расчета в фоновом режиме.

РАСЧЕТ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТУРБИННЫХ ВОДОВОДОВ ГЭС, ПОМЕЩЕННЫХ В СУРОВЫЕ КЛИМАТИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ

Гинзбург С. М., Онищук В. С.

АО «ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева», г. Санкт-Петербург, Россия

Напорные водоводы ГЭС в значительном количестве представляют собой монолитные железобетонные конструкции. Натурные наблюдения за состоянием водоводов, вынесенных на низовую грань плотины (открытого типа) и эксплуатируемых в суровых климатических условиях, выявили в них крупные магистральные трещины. В большей степени возникновение и развитие этих трещин вызвано температурными воздействиями.

Тестовые расчеты проводились на модели фрагмента водовода Саяно-Шушенской ГЭС (СШГЭС). Внутренняя поверхность водовода СШГЭС облицована металлической оболочкой, которая, ввиду нарастания водяного столба, спроектирована так, что утолщается книзу. Ее радиус составляет $R_0 = 3.75$ м. Армокаркас имеет: концентрические кольца – внутреннее ($R_1 = 4.0$ м) и внешнее ($R_2 = 5.0$ м), – повторяющиеся с шагом 25 см вдоль оси водовода, продольные стержни, соединяющие между собой кольца одного слоя, и радиальные стержни, соединяющие внутренние кольца с внешними и стальной оболочкой. Диаметр круглого поперечного сечения кольцевой арматуры равен 70 мм, продольной – 25 мм. Участок водовода схематично изображен на рис. 1.

Цель тестовых расчетов состояла в том, чтобы оценить влияние магистральной трещины на НДС водовода при различных условиях его эксплуатации. В расчетах предусматривались гидростатическая и температурная нагрузки, действующие на опорожненный и наполненный водовод. Появление трещины где-либо в водоводе приводит к перераспределению напряжений в нем, и датчик реагирует на это тем сильнее, чем ближе к трещине он распола-

гается. При сбросе воды помимо того, что снимается гидростатическое давление, еще изменяются и температурные условия, так как пространство, которое прежде заполняла вода, уже занимает воздух, а температуры первой и второго различны [3]. Расчеты показали, что металлическая облицовка в меньшей степени реагирует на сброс воды, нежели кольцевая арматура [1]. Т. е. в металлической оболочке кольцевые напряжения, вызванные действием воды, меньше, чем в кольцевой арматуре.

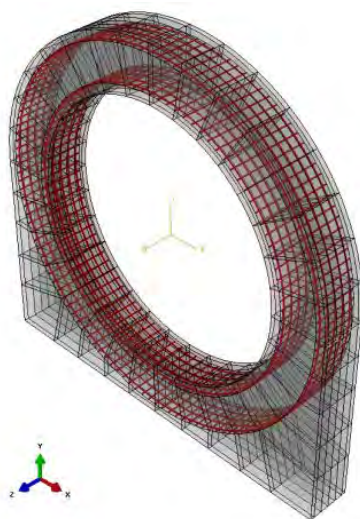


Рисунок 1 - Участок железобетонного водовода СШГЭС. Длина участка 1.25 м

Вышесказанное означает, что в модели водовода надо учитывать трещины, зазоры и среду (воду или воздух), заполняющую водовод, в том числе и коэффициент теплоотдачи в нее. Разумеется, говоря о трещинах, мы предполагаем, что в расчете они сохраняются постоянными, т.е. не появляются новые и не распространяются уже имеющиеся, иначе модель сделалась бы куда более трудной для исследования. Вопрос включения трещин в расчетную модель, вообще говоря, сложен не только с практической, но и с теоретической точки зрения. Дело усугубляется еще и тем, что трещина может, обходя арматурные

стержни, пролегать через них. Согласно механике деформируемого твердого тела, идеализированная трещина представляется разрезом, на берегах которого ставятся контактные условия, подобные условиям неидеального контакта двух тел. Локальные нарушения сплошности бетона приносят таковые условия в задачу термоупругости, что делает ее геометрически нелинейной [4].

Геометрическая нелинейность, порождаемая трещинами, не позволяет рассматривать по отдельности гидростатические и температурные напряжения с тем, чтобы их складывать: в зависимости от общей нагрузки, оказываемой на водовод, трещины могут полностью или частично закрываться-раскрываться. Нелинейность устраняется, если положить трещину всегда полностью раскрытой, а именно задать ей свободные берега. Правда, тогда нарушатся контактные условия, которые должны выполняться на этих берегах (взаимопроникновение последних). Нельзя, однако, забывать, что водовод есть часть плотины, а значит, он работает в ее составе. На него передается доля нагрузки, действующей на плотину. Выше отмечалось, что бетонная оболочка водовода имеет магистральные продольно-радиальные трещины. Ширина раскрытия этих трещин достаточно велика, чтобы наблюдать их невооруженным глазом. С годами трещины раскрываются все больше, так как вода, проникающая в них, с одной стороны, вымывает фракции бетона, а с другой, расклинивает его при замерзании. Вдобавок ко всему два берега продольно-радиальной трещины могут, что называется, поехать друг относительно друга в продольном и радиальном направлениях. Тогда арматура, заключенная в бетон, изогнется, нарушится параллельность колец, внешнее кольцо сместится относительно внутреннего и т.п. Здесь мы рассматриваем лишь сечение водовода, а значит, нагрузка, оказываемая на водовод при его совместной с плотиной работе, в расчет не берется. Важно то, что как раз в результате этой совместной работы крупные трещины в водоводе всегда остаются раскрытыми.

Самый простой способ задать трещину в бетонной оболочке водовода – понизить элементам бетона, примыкающим к трещине, модуль Юнга на несколько порядков. Тогда трещина будет считаться всегда полностью раскрытой. Поскольку глубина трещины заранее нам неизвестна, построим несколько вариантов возможной глубины, затем чтобы, сравнивая полученные напряжения с натурными, выбрать наиболее подходящий вариант. Мы можем для каждого варианта трещины вычислять гидростатические и температурные напряжения по отдельности, поскольку пресловутая геометрическая нелинейность теперь устранена.

Ниже представлены кольцевые напряжения при различной глубине внешней и внутренней трещины. Под внешней следует понимать радиальную трещину, выходящую на внешнюю поверхность бетонной оболочки, под внутренней, – выходящую на внутреннюю поверхность, т.е. к металлической облицовке водовода (см. рис. 2). Модель участка водовода была построена и расчеты выполнялись с помощью программы SIMULIA Abaqus 2016. Модель состоит из приблизительно 355 000 конечных элементов, в том числе поверхностных (для металлической оболочки) и линейных (для арматурных стержней).

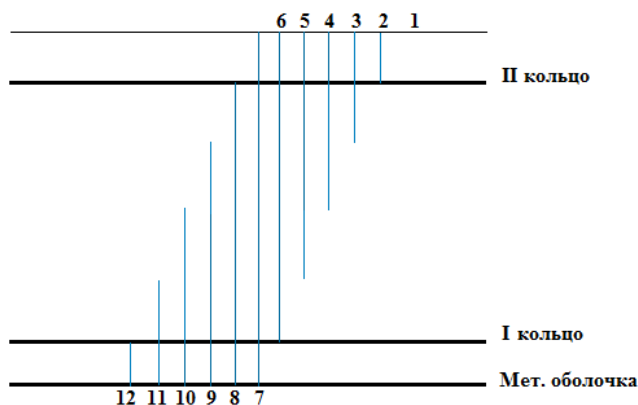


Рисунок 2 - Рассматриваемые варианты верхней радиальной трещины

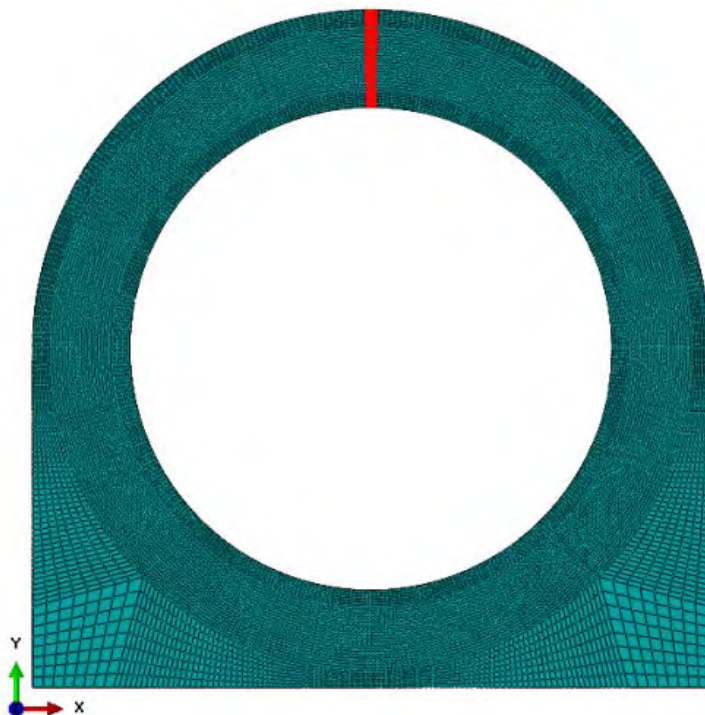


Рисунок 3 - Расчетная модель водовода СШГЭС
(Красным цветом обозначена потенциальная трещина)

Ниже приведены таблицы и графики с результатами расчетов, выполненных с помощью программы Abaqus.

Применяются следующие обозначения:

T_a – температура воздуха, T_w – температура воды в водоводе,

T_b – температура низовой грани плотины, на которой (грани) расположен водовод,

$\sigma_T^{(0)}$, $\sigma_T^{(1)}$, $\sigma_T^{(2)}$ – температурные напряжения оболочки и двух арматурных колец соответственно.

Таблица 1- Статические напряжения в арматуре и металлической оболочке в верхней радиальной трещине. Отметка 384, НПУ 540

Варианты трещины			Кольцевые напряжения, МПа		
№	Расположение трещины	Глубина, м	Стальная оболочка	Первое арматурное кольцо (внутреннее)	Второе арматурное кольцо (внешнее)
1	Без	0.00	29.87	24.06	15.61
2	Внешняя	0.25	28.70	23.54	29.44
3		0.50	27.44	23.28	53.58
4		0.75	26.88	24.12	76.52
5		1.00	28.76	27.64	101.25
6		1.25	32.27	48.91	124.03
7	Сквозная	1.50	96.60	98.27	133.19
8	Внутренняя	1.25	94.40	87.95	40.04
9		1.00	87.45	77.65	20.53
10		0.75	78.82	66.55	16.53
11		0.50	69.25	54.50	15.33
12		0.25	58.34	38.57	15.29

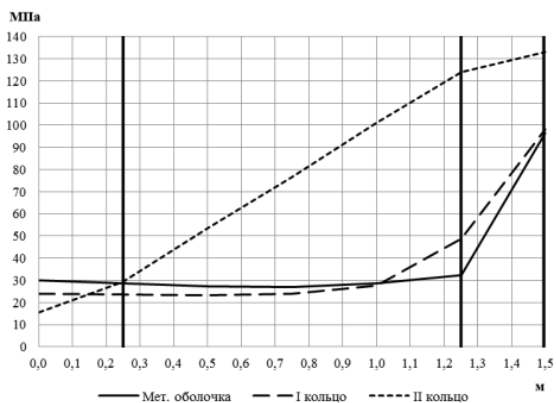


Рисунок 4 - Напряжения в арматуре и металлической оболочке от гидростатической нагрузки в зависимости от глубины внешней потенциальной трещины. Отметка 384, НПУ 540

В случае если глубина внешней трещины составляет не менее 25 см, а это глубина расположения внешней арматуры, статические напряжения последней превосходят напряжения внутренней арматуры и металлической оболочки (см. рис. 4). Внутренняя арматура претерпевает большие напряжения, чем оболочка, когда трещина упирается в нее (125 см) или проникает дальше.

Таблица 2 - Скачок температурных напряжений при заполнении водовода.

Зима ($T_a = -13^{\circ}\text{C}$, $T_w = 5^{\circ}\text{C}$, $T_b = 7^{\circ}\text{C}$)

Варианты трещины			Кольцевые напряжения, МПа		
№	Расположение трещины	Глубина, м	Стальная оболочка	Первое арматурное кольцо (внутреннее)	Второе арматурное кольцо (внешнее)
1	Без	0.00	-26.08	-5.31	14.58
2	Внешняя	0.25	-27.67	-5.56	28.48
3		0.50	-32.75	-5.16	6.03
4		0.75	-37.67	-2.19	11.01
5		1.00	-41.66	7.66	17.22
6		1.25	-40.81	39.76	23.10
7	Сквозная	1.50	-21.01	5.82	29.04
8	Внутренняя	1.25	-34.04	-0.72	26.17
9		1.00	-35.88	-1.04	15.03
10		0.75	-36.52	-1.14	14.25
11		0.50	-35.45	-1.00	14.50
12		0.25	-31.70	-9.13	14.64

На рис. 5 видно, что зимой вызванные тепловым действием воды температурные напряжения внешнего арматурного кольца превосходят напряжения внутреннего кольца, а последние в свою очередь больше, чем напряжения в оболочке, т.е.:

$$\sigma_T^{(0)} < \sigma_T^{(1)} < \sigma_T^{(2)}.$$

Арматура напряжена сильнее (имеются в виду температурные напряжения) в том случае, если трещина упирается в нее, нежели когда трещина не достигает арматуры или уходит дальше вглубь бетона.

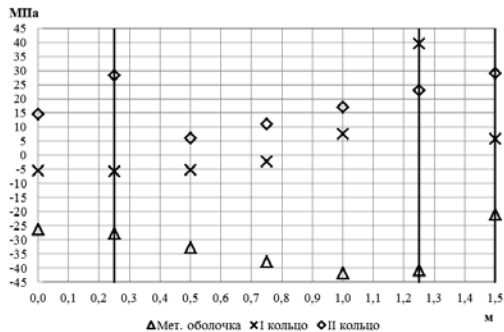


Рисунок 5 - Температурные напряжения в металлической оболочке и кольцевой арматуре зимой в зависимости от глубины внешней трещины

Таблица 3 - Скачок температурных напряжений при заполнении водовода. Лето ($T_a = 24^{\circ}\text{C}$, $T_w = 11^{\circ}\text{C}$, $T_b = 7^{\circ}\text{C}$)

Варианты трещины			Кольцевые напряжения, МПа		
№	Расположение трещины	Глубина, м	Стальная оболочка	Первое арматурное кольцо (внутреннее)	Второе арматурное кольцо (внешнее)
1	Без	0.00	18.39	3.79	-10.50
2	Внешняя	0.25	19.56	3.98	-20.70
3		0.50	23.24	3.68	-4.37
4		0.75	26.75	1.56	-7.93
5		1.00	29.57	-5.42	-12.33
6		1.25	28.96	-28.07	-16.49
7	Сквозная	1.50	14.97	-4.11	-20.68
8	Внутренняя	1.25	24.25	0.55	-18.38
9		1.00	25.49	0.77	-10.72
10		0.75	25.86	0.82	-10.25
11		0.50	25.02	0.71	-10.45
12		0.25	22.33	6.48	-10.55

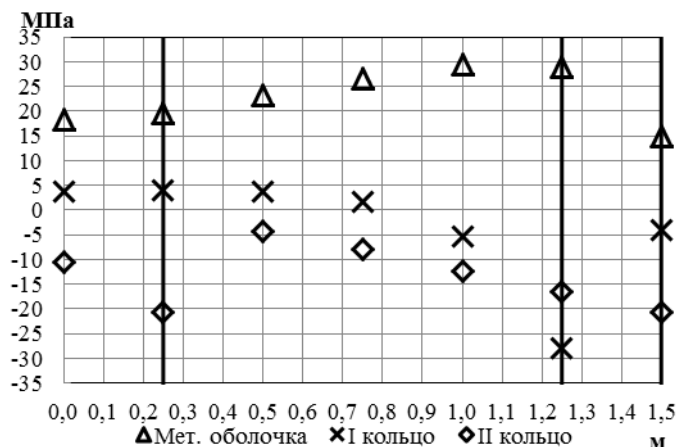


Рисунок 6 - Температурные напряжения в металлической оболочке и кольцевой арматуре летом в зависимости от глубины внешней трещины

На рис. 6 показано, что летом, в отличие от зимы, внешнее арматурное кольцо испытывает меньшие температурные напряжения, чем внутреннее кольцо, напряжения которого в то же самое время уступают напряжениям в оболочке:

$$\sigma_T^{(0)} > \sigma_T^{(1)} > \sigma_T^{(2)}.$$

Можно также заметить, что летом распределение точек одной категории относительно друг друга противоположно их распределению зимой. Последнее надо понимать образно, а не в смысле значений.

Таблица 4 - Суммарные напряжения (статические и температурные)

Зима ($T_a = -13^\circ\text{C}$, $T_w = 5^\circ\text{C}$, $T_b = 7^\circ\text{C}$)

Варианты трещины			Кольцевые напряжения, МПа		
№	Расположение трещины	Глубина, м	Стальная оболочка	Первое арматурное кольцо (внутреннее)	Второе арматурное кольцо (внешнее)
1	Без	0.00	3.79	18.75	30.19

2	Внешняя	0.25	1.03	17.98	57.92
3		0.50	-5.31	18.12	59.61
4		0.75	-10.79	21.93	87.53
5		1.00	-12.90	35.30	118.47
6		1.25	-8.54	88.67	147.13
7	Сквозная	1.50	75.59	104.09	162.23
8	Внутренняя	1.25	60.36	87.23	66.21
9		1.00	51.57	76.61	35.56
10		0.75	42.30	65.41	30.78
11		0.50	33.80	53.50	29.83
12		0.25	26.64	29.44	29.93

Таблица 5 - Суммарные напряжения (статические и температурные).

Лето ($T_a = 24^{\circ}\text{C}$, $T_w = 11^{\circ}\text{C}$, $T_b = 7^{\circ}\text{C}$)

Варианты трещины			Кольцевые напряжения, МПа		
№	Расположение трещины	Глубина, м	Стальная оболочка	Первое арматурное кольцо (внутреннее)	Второе арматурное кольцо (внешнее)
1	Без	0.00	48.26	27.85	5.11
2	Внешняя	0.25	48.26	27.52	8.74
3		0.50	50.68	26.96	49.21
4		0.75	53.63	25.68	68.59
5		1.00	58.33	22.22	88.92
6		1.25	61.23	20.84	107.54
7	Сквозная	1.50	111.57	94.16	112.51
8	Внутренняя	1.25	118.65	88.50	21.66
9		1.00	112.94	78.42	9.81
10		0.75	104.68	67.37	6.28
11		0.50	94.27	55.21	4.88
12		0.25	80.67	45.05	4.74

Таблицы 4 и 5 свидетельствуют о том, что напряжения металлических оболочки и колец соотносятся друг с другом весьма различно в зависимости от

глубины трещины и температурных условий, не говоря уже о других факторах, могущих иметь место (выдергивание кольцевой арматуры из бетона, дополнительные трещины, фильтрационные процессы, ледообразование, инсоляция и т.д.). Полученные результаты полагается сопоставить с натурными наблюдениями. Задача сопоставления сложна не только ввиду нехватки информации о водоводе и протекающих в нем процессах, но и с точки зрения математического моделирования. Например, сохраняют свою актуальность вопросы о том, как задавать трещины и что делать в случае, если трещина дошла до кольцевой арматуры или продвинулась дальше вглубь бетона. Как можно видеть по приведенным таблицам, напряжения кольцевой арматуры и металлической оболочки очень чувствительны к месту расположения и размеру трещины, поэтому погрешность численного метода может оказаться весьма существенной.

Зафиксированные на рис. 5 и 6 температурные напряжения того или иного арматурного кольца претерпевают всплеск при переходе трещины через это кольцо. Мы намеренно не соединяли узлы, нанесенные на данные рисунки, так как нам неизвестен характер этого всплеска. Дело в том, что, согласно механике хрупкого разрушения, напряжения в вершине трещины бесконечно возрастают, т.е. там имеет место сингулярность. Поэтому, если вершина трещины попадает на кольцевую арматуру, в последней возникают бесконечно большие напряжения (по теории, не в действительности). Численное решение задачи, в которой предполагается особенность, расходится вблизи особых точек: погрешность метода в этих точках неограниченно нарастает по мере измельчения сетки. Это значит, что не стоит доверять температурным напряжениям тех металлических колец и оболочки, в которые упирается трещина. Конечно, наш численный метод как-то сглаживает распределение напряжений вблизи вершины трещины, но это сглаживание может кардинально измениться, если мы будем задавать трещины другим способом. Внимательный читатель заметит,

что на рис. 4 узлы все же соединены отрезками, хотя, казалось бы, гидростатические напряжения тоже должны иметь особенность в вершине трещины. Однако никаких всплесков гидростатических напряжений при переходе трещины через кольцевую арматуру на графиках не наблюдается (графики претерпевают лишь излом). По всей видимости, всплеск температурных напряжений и не-всплеск гидростатических продиктованы типом действующей нагрузки и ее направлением относительно фронта трещины (температурная нагрузка объемная и действует в каждой точке тела, вода же оказывает давление на поверхность тела).

В данной статье мы предложили довольно грубый метод расчета турбинных водоводов, бетонная оболочка которых имеет длинные глубокие трещины. Кольцевые напряжения арматуры и металлической облицовки в трещине очень чувствительны к размеру, форме поверхности и месту расположения самой трещины. Задача НДС водоводов предъявляет высокие требования к численным и аналитическим методам их расчета. Современное математическое моделирование нуждается в модификации, улучшении или даже построении новых методов.

Список литературы:

1. *Дурчева В. Н., Беллендир Л. Э.* Особенности работы водоводов гидроагрегатов высоких бетонных плотин // Известия ВНИИГ им. Б. Е. Веденеева. 2008. Т. 252.
2. П-780-83. Пособие по проектированию сталежелезобетонных конструкций гидротехнических сооружений. М.: Гидропроект, 1984.
3. *Плят Ш. Н.* Расчеты температурных полей бетонных гидросооружений. М.: Энергия, 1974.
4. *Вовкушевский А. В., Шойхет Б. А.* Расчет массивных гидротехнических сооружений с учетом раскрытия швов. М.: Энергоиздат, 1981.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЯЗКО-УПРУГИХ И ФУНКЦИОНАЛЬНО-ГРАДИЕНТНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПОМОЩЬЮ SIMULIA ABAQUS. ПРИЛОЖЕНИЕ К ОБРАЗОВАНИЮ ВОРОНОК ГАЗОВЫХ ВЫБРОСОВ В МНОГОЛЕТНЕМЕРЗЛЫХ ГРУНТАХ

Власов А.Н.¹, Волков-Богородский Д.Б.¹

Хименков А.Н.²

¹ *Институт прикладной механики РАН, г. Москва, Россия*

² *Институт геоэкологии РАН, г. Москва, Россия*

В работе рассматриваются структурно-неоднородные (композитные, в том числе и грунты, как композиты природного образования) материалы, механические характеристики которых обладают вязкоупругими свойствами [1, 2] и зависят от температуры. Поведение таких материалов описывается интегро-дифференциальными уравнениями теории упругости с коэффициентами, зависящими от пространственных координат и температуры. Определяющие соотношения в таких материалах представляют собой интегральные уравнения по времени с ядрами релаксации разностного типа, и могут быть описаны с помощью интегрального преобразования Лапласа через комплексные модули на основе упругой аналогии между образами напряжений и деформаций. В результате композитный материал с реономными свойствами описывается уравнениями теории упругости с комплексными коэффициентами, зависящими от пространственных координат, температуры и быстрых переменных, описывающих изменения на расстояниях порядка характерного размера включений:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(A_{ij}(\xi, x, T) \frac{\partial u}{\partial x_j} \right) + h = 0, \quad A_{ij} = A_{ji}^T, \quad \xi = x/\varepsilon. \quad (1)$$

Здесь A_{ij} – матрицы комплексных модулей вязкоупругого материала, u и h – соответственно образ перемещений и объемных нагрузок в вязкоупругом теле, ε – характерное расстояние между неоднородностями, ξ – быстрые перемен-

ные, определяющие изменчивость свойств материала между неоднородностями. Для изотропного материала $A_{ij} = \{a_{ijkl}\}$, где

$$a_{ijkl} = \left\{ \mu (\delta_{ij} \delta_{kl} + \delta_{kj} \delta_{li}) + \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ik} \delta_{jl} \right\}, \quad \mu, \lambda - \text{комплексные коэффициенты Ляме.}$$

При таком описании моделируются не только вязкоупругие, но и функционально-градиентные композитные материалы, свойства которых плавно изменяются в пространстве и зависят от температуры. Градиентные свойства обеспечиваются зависимостью коэффициентов от пространственной координаты, которая вносит плавное изменение свойств материала или геометрии включений. На рис. 1 в качестве примера изображены различные структуры, образованные путем наложения на исходную периодическую структуру, описываемую коэффициентами $\kappa(\xi) = \kappa^I$, $\xi \in G_I$, $\kappa(\xi) = \kappa^M$, $\xi \in G_M$, где G_I – система сферических включений в матрице G_M , плавного преобразования, описываемого дополнительной зависимостью коэффициента κ (или для уравнений (1) матриц A_{ij}) от пространственной координаты x .

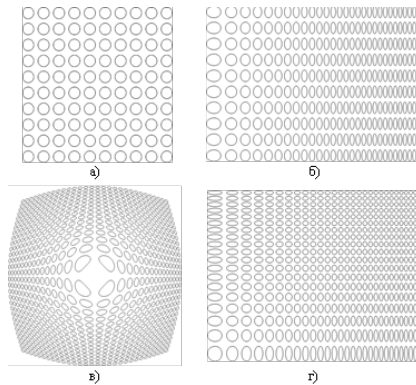


Рисунок 1 – Функционально-градиентные материалы: а) $\kappa(\xi, x) = \kappa(\xi)$; б) $\kappa(\xi, x) = \kappa(\xi_1 x_1, \xi_2)$; в) $\kappa(\xi, x) = \kappa(\xi r)$; г) $\kappa(\xi, x) = \kappa(\xi_1 x_1, \xi_2 x_2)$

К рассмотренным выше уравнениям с коэффициентами, зависящими от пространственной координаты и температуры, применяется метод асимптотического усреднения [3, 4] в параметрическом пространстве [5], обобщенный на квазипериодические уравнения с комплексными коэффициентами. Показано, что с позиции асимптотического усреднения плавные непериодические зависимости разрешаются параметрически в функциях быстрых переменных. В результате формулируется алгоритм вычисления эффективных механических характеристик композитного материала с учетом его вязкоупругих и функционально-градиентных свойств.

Для определения эффективных характеристик необходимо вычислить (при замороженных параметрах [5]) матрицы-функции быстрых переменных в задаче на ячейке с периодическими условиями и вычислить на их основе средних квазинапряжений по объему всей ячейки:

$$\frac{\partial}{\partial \xi_i} \left(A_{ij}(\xi, \mathbf{p}) \frac{\partial (N_{i_2} + \xi_{i_2} E)}{\partial \xi_j} \right) = 0, \quad [N_{i_2}] = \left[A_{ij}(\xi, \mathbf{p}) \frac{\partial (N_{i_2} + \xi_{i_2} E)}{\partial \xi_j} n_j \right] = 0 \quad (2)$$

$$\hat{A}_{i i_2}(\mathbf{p}) = \left\langle A_{i j}(\xi, \mathbf{p}) \frac{\partial (N_{i_2} + \xi_{i_2} E)}{\partial \xi_j} \right\rangle, \quad \mathbf{p} = (x, T). \quad (3)$$

Определенные таким образом эффективные характеристики имеют переменные свойства в зависимости от температуры и пространственных координат, т.е. учитывают их функционально-градиентные свойства. Учет вязкоупругих характеристик материала осуществляется через степень комплексности исходных и усредненных коэффициентов. Как известно [6], вещественная часть характеризует накопление деформаций в материале, а мнимая часть (модуль потерь) – демпфирующие свойства материала. Обоснованность формул (2), (3) строго следует из асимптотического анализа исходных уравнений (1).

После решения задачи нижнего уровня и определения эффективных коэффициентов, получаем возможность решения задач верхнего уровня с эффек-

тивными характеристиками методами конечных элементов в программном комплексе Abaqus, который содержит большое количество наработанных моделей материала и развитый пользовательский интерфейс для внедрения нестандартных моделей. Весь вопрос заключается в реализации изложенного подхода в удобном виде в самом программном комплексе Abaqus.

До недавнего времени Abaqus не содержал аналитических средств для вычисления эффективных характеристик неоднородных материалов. В последней версии появились методы усреднения, основанные на модели среднего поля и на известной теореме Эшелби [7] об однородности поля деформаций во включении: методы Фойгта (однородность деформаций), Рейсса (однородность напряжений), Мори-Танака (тензор Эшелби, осуществляющий связь однородной деформации во включении с однородной деформацией в матрице). Однако следует отметить, что эти методы, в отличие от точной постановки задачи усреднения (2), (3), основаны на некоторых допущениях однородности поля, которые во многих случаях (например, при наличии межфазного слоя у включения) не выполняются.

Приведем примеры, в которых необходимо вычислять эффективные характеристики с учетом функциональной градиентности материала и его вязкоупругих свойств.

Представляет интерес задача оптимизации наполнения композита усиливающими элементами с целью перераспределения напряжений в зонах концентрации и для улучшения жесткостных свойств элементов конструкции.

На рис. 2 рассмотрен пример изгиба балки с композитным усилением в зоне максимальных напряжений. Балка имеет квадратное сечение 100×100 мм и длину 1700 мм; внутри балки находится стальной сердечник квадратного сечения, окруженный мягкой полимерной матрицей; длина зоны усиления 500 мм; зона усиления содержит дисперсные частицы шунгита с разной кон-

центрацией. К центральной точке балки прилагается сосредоточенная сила 100 Н в зоне усиления и варьируется коэффициент объемного наполнения c_0 от малых до предельных значений. Механические характеристики матрицы и включений принимались равными: $E_I = 1.5$ ГПа, $\nu_I = 0.3$, $E_M = 135$ МПа, $\nu_M = 0.3$; на рис. 2 представлена диаграмма изменения прогиба в зависимости от концентрации.

Второй пример связан с зоной композитного усиления в уголковом элементе, образованном из почти несжимаемой матрицы с наноразмерными частицами шунгита. В этом случае в материале образуется межфазный слой, свойства и размер которого зависят от размера самих частиц (см. [8]), и проявляется эффект масштабного усиления. Механические характеристики промежуточно-го слоя и матрицы считались равными: $E_L = 987$ МПа, $\nu_L = 0.3$, $E_M = 135$ МПа, $\nu_M = 0.4999$; включение имело те же характеристики.

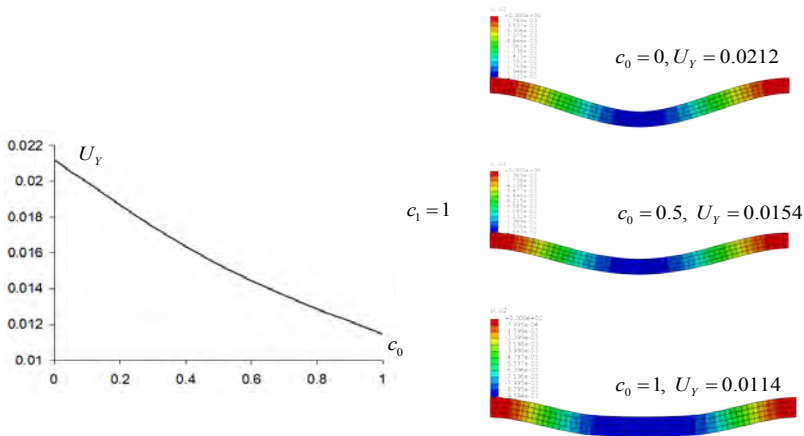


Рисунок 2 – Прогиб балки в зависимости от параметров зоны усиления

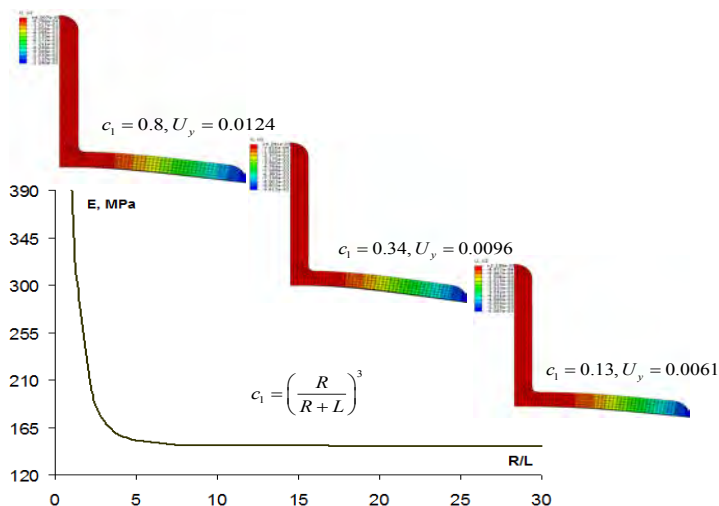


Рисунок 3 – Масштабный эффект усиления жесткости материала с ростом межфазной зоны

Отметим, что наличие межфазного слоя, который учитывался в этой задаче, обуславливает проявление масштабного эффекта в нано-размерной области – увеличение механических характеристик композитного материала в зависимости от размера включений (частица + межфазный слой). Этот случай описывается постоянным параметром объемной доли включений $c_0 = 0.02$ и изменяющимся параметром c_1 , отвечающим за ширину межфазного слоя. На рис. 3 представлена зависимость эффективных характеристик зоны усиления в зависимости от размера промежуточного слоя, а также максимальные смещения нагружаемой полки уголка; результаты находятся в хорошем согласии с экспериментом [8].

Третий пример связан с задачей моделирования образования воронки газовых выбросов в многолетнемерзлых грунтах на примере Ямальского кратера

[9-13]. Изучение структуры пород, составляющих Ямальский кратер, позволяет выделить следующую последовательность сформировавших его процессов (см. рис. 4).

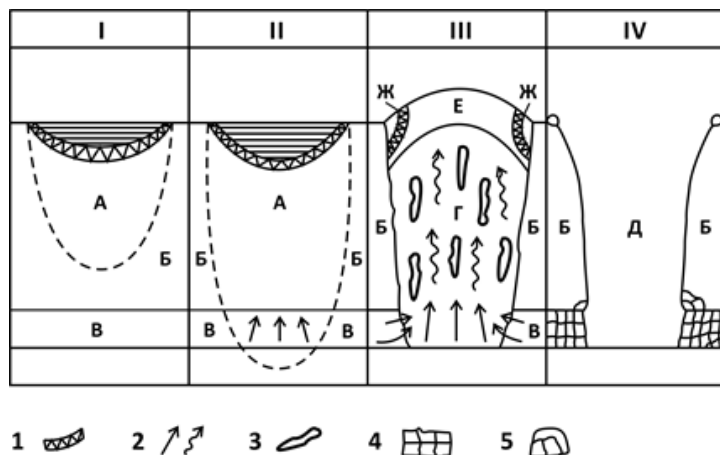


Рисунок 4 – Стадии развития Ямальского кратера

На рисунке 4: 1 – слой белого слоистого льда, соответствующего максимальной глубине протаивания под озером; 2 – направление движения флюидов; 3 – газожидкостные флюиды; 4 – зона разуплотнения в слое газогидратов, примыкающая к кратеру; 5 – гроты и каверны в нижней части кратера; А – зона повышения температуры в ММП под озером; Б – ММП вне обогревающего воздействия озера; В – слой газогидратов; Г – слой мёрзлого газонасыщенного грунта со следами флюидодинамики в зоне повышения температуры под озером; Д – кратер, сформировавшийся после газового выброса; Е – слой газонепроницаемой кровли ММП; Ж – слой инфильтрационно-сегрегационного льда; римские цифры I, II, III, IV – стадии развития кратера.

I стадия

Формирование озера над многолетне-мёрзлыми породами, содержащими пластовую залежь подземного льда. Под озером формируется чаша протаива-

ния и зона повышенной, по сравнению с окружающими породами, температурой.

II стадия

Зона повышения температуры в многолетнемёрзлых породах достигает слоя газогидратов. Начинается процесс диссоциации газогидратов с выделением газа и переохлаждённой воды. Газоводяные флюиды под воздействием давления начинают мигрировать в наименее прочную область, каковой является зона повышенной температуры под озером и насыщать первичный ледогрунтовый субстрат газом.

III стадия

Разложение метастабильного газового гидрата вызывает рост давления, которое значительно превышает пластовое. В результате происходит движение флюидов, направленное вверх и сопровождающееся пластическими и разрывными деформациями.

Рост давления в зоне миграции флюидов приводит к началу пучения под дном термокарстового озера. По мере обмеления водоема и начала промерзания талика на нижней границе талика за счёт миграции формируется инфильтрационно-сегрегационные льды. Этот механизм приводит к образованию пластов и линз слоистого льда, залегающего согласно с вмещающими его озерными отложениями, которые образуют с ними единое целое. При последующем обмелении в верхней части разреза формируются льдонасыщенные слоистые отложения, обогащенные терригенным материалом, аналогичным по составу вмещающим породам – песок, алевроит, глина, или их сочетание, а также прослоев и линз фитогенного или растительного материала. В нашем случае это растительный слой, сформировавшийся над слоем инфильтрационно-сегрегационного льда. Переход из субаквального состояния в субазральное понижает температуру верхнего слоя грунта, что увеличивает его прочность.

При этом формируется мёрзлый куполовидный экран, фрагменты которого, зафиксированы при первичном обследовании Ямальского кратера. Мёрзлый экран является преградой для движения флюидов, поступающих снизу, что обеспечивает формирование бугра пучения высотой около 6 м и диаметром около 70 м.

В первичной мёрзлой породе, представленной слоистой ледогрунтовой пластовой залежью, за счёт насыщения флюидами постепенно формируется шток, который состоит из слоистого газонасыщенного льда, с многочисленными ячейками различных размеров. В штоке наблюдаются многочисленные следы течения льда, грунта, пластические и разрывные деформации. Мощность образовавшегося штока около 40 м, диаметр около 20 м. Сформировавшийся ледовогазовый шток выпучивает вышележащий слой первичной породы.

В слое газогидратов вблизи зоны диссоциации формируется разуплотнённая зона, как зона выветрелых пород [11, 12]. Непосредственно к газогидратному слою примыкает зона гротов и каверн различного размера. Аналогичные образования обнаруживаются и в зонах выбросов газа (за счёт разложения газогидратов) в окрестностях острова Беннетта (Новосибирские острова) и в Охотском море. Здесь, в районе газового фонтана, обнаруживаются такие же характерные формы: провальные воронки, ямы, поддонные ниши и пещеры, образующих систему сообщающихся гротов [13].

IV стадия

По мере того, как пластические деформации в мерзлой кровле, достигнут своего предела, в ней наступают хрупкие деформации разрушения. Газ, находящийся под давлением и пронизывающий шток деформированного льда на всю высоту от газогидратного слоя до кровли, вырывается наружу вместе с грунтом и льдом. В результате чего формируется сухой кратер газового выбро-

са. Аналогичные выбросы наблюдаются при взрывах метана в угольных шахтах.

Для моделирования представленных стадий развития Ямальского кратера необходимо учитывать по ходу развития стадий изменение механических характеристик слагающих кратер грунтов, постепенно насыщающихся газовыми флюидами в результате процесса разложения газогидратов и изменения окружающей температуры. Здесь как раз и необходимо применять методику асимптотического усреднения, представленную в данной работе.

Для решения задач нижнего уровня (2), (3) на представительной ячейке для функций быстрых переменных развивается аналитико-численный подход [14], позволяющий построить для включений сферической и цилиндрической формы с промежуточным межфазным слоем полные системы функций для высокоточной аппроксимации решения, точно учитывающие контактные условия на межфазных границах. С помощью этих функций эффективно решается задача об усреднении материалов с нерегулярной и случайной структурой включений, а также легко реализуется метод Кристенсена-Эшелби нахождения эффективных характеристик и оценки полей микронапряжений в ячейке с включением. Реализация этого подхода в программном комплексе Abaqus была осуществлена с помощью стандартных средств комплекса [15]. Соответственно задачи верхнего уровня (с эффективными характеристиками) при моделировании неоднородных материалов и процессов с ними связанных решаются в конечно-элементном комплексе Abaqus.

На рис. 5 приведены примеры распределения перемещений и напряжений в модели Кристенсена-Эшелби четырех цилиндрических тел при одноосном растяжении, где параметры матрицы и включения $E_I = 1100$ ГПа, $\nu_I = 0.14$ (углеродные волокна), $E_M = 3$ ГПа, $\nu_M = 0.3$ (эпоксидная матрица), а параметры

межфазного слоя варьируются, при этом размер межфазного слоя по отношению к диаметру включения равен $l/d = 0.4$

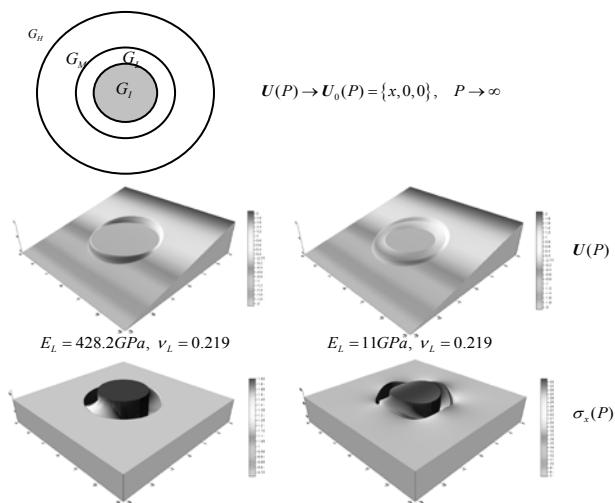


Рисунок 5 – Модель Кристенсена-Эшелби четырех сферических тел

Работа выполнена при частичной поддержке гранта РФФИ № 17-05-00294.

Список литературы:

1. Ферри Дж. Вязкоупругие свойства полимеров. -М.: ИЛ. 1963. 535с.
2. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. -М.: Наука. 1966. 752с.
3. Бахвалов Н.С., Панасенко Г.П. Осреднение процессов в периодических средах. -М.: Наука, 1984. 352с.
4. Победря Б.Е. Механика композиционных материалов. -М.: Изд-во Моск. ун-та. 1984. 336с.
5. Власов А.Н., Волков-Богородский Д.Б. Параметрический метод асимптотического усреднения для нелинейных уравнений термоупругости // Механика композиционных материалов и конструкций. 2014. Т. 20, № 4. С. 491-507.

6. *Мейз Дж.* Теория и задачи механики сплошных сред. –М.: Мир, 1974. 318с.
7. *Eshelby J.D.* The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problems // *Proc. R. Soc. Lond. A* 1957. V. 241. P. 376-396.
8. *Власов А.Н., Волков-Богородский Д.Б., Яновский Ю.Г.* Влияние размера включений на механические свойства эластомерных композитов. // Доклады Академии Наук. 2012. Т. 443, № 4. С. 435-437.
9. *Лейбман М.О., Кизяков А.И.* Новый природный феномен в зоне вечной мерзлоты // *Природа*. 2016. Вып. 2. С. 15-24.
10. *Хименков А.Н.* Геосистемный подход в геокриологии // *Криосфера Земли*. Т. XVII, № 2, 2013. С. 74-82.
11. *Ямальская воронка. Часть 2* // Семинар Сообщества молодых мерзлотоведов России. Москва, Институт географии РАН, 16.12.2016.
12. *Sergeev D., Khimenkov A., Tipenko G., Vlasov A., Cauquil E., Green E., Dauboin P., Stanilovskaya J., Mnushkin M.* Yamal craters: state of knowledge and wished in-situ investigations // XI International Conference on Permafrost. Germany. 2016. P. 997.
13. *Дядин Ю.А., Гуцин А.Л.* Газовые гидраты // *Соросовский Образовательный журнал*. 1998. Вып. 3. С. 55-64.
14. *Волков-Богородский Д.Б.* Метод радиальных множителей в задачах механики неоднородных сред с многослойными включениями // *Механика композиционных материалов и конструкций*. 2016. Т.22, № 1. С. 19-39.
15. *Волков-Богородский Д.Б., Власов А.Н.* Моделирование с помощью SIMULIA Abaqus физических процессов в структурно-неоднородных материалах на основе метода параметрического усреднения // *Труды Международного форума «Инженерные системы – 2016»*. Москва, 4-5 апреля 2016. С. 151-177.

Конференция пользователей DEFORM

МОДЕЛИРОВАНИЕ В DEFORM-3D ПРОЦЕССА ПРОШИВКИ В ЧЕТЫРЁХВАЛКОВОМ СТАНЕ ВИНТОВОЙ ПРОКАТКИ

Скрипаленко М.М.¹, Чан Ба Хюи¹, Романцев Б.А.¹, Скрипаленко М.Н.¹
Сидоров А.А.²

¹ НИТУ «МИСиС», г. Москва, Россия

² ООО «ТЕСИС», г. Москва, Россия

Бесшовные трубы широко применяются в различных отраслях, в том числе для транспортировки веществ в газообразном, жидком и твёрдом состояниях. Для получения бесшовных труб применяют винтовую прокатку. При этом одним из важных процессов при производстве бесшовных труб является прошивка, которую можно осуществлять в двухвалковых и трёхвалковых станах [Романцев, 2008]. Каждый из этих процессов имеет свои недостатки. Так, например, при двухвалковой прошивке используются различные направляющие инструменты – ролики, диски, линейки [Тетерин, 1971]. Вследствие трения о неподвижные линейки или неприводные диски или ролики из очага деформации отводится энергия и снижается качество получаемых полых трубных заготовок – гильз [Романцев, 2008]. При прошивке в трёхвалковом стане вследствие особенностей схемы напряжённо-деформированного состояния в очаге деформации прошивная оправка может смещаться относительно своей оси, что приводит к разностенности получаемых гильз [Тетерин, 1971]. Для процессов прокатки в двухвалковом и трёхвалковом станах для некоторых материалов наблюдается разрушение различного характера, что отрицательно сказывается на качестве получаемых изделий [Никулин, 2015].

В связи с имеющимися недостатками существующих способов прошивки представляется целесообразным разработка нового способа прошивки в стане винтовой прокатки, обладающего преимуществами по сравнению с существующими способами.

Для исследования процессов винтовой прокатки широко применяется компьютерное моделирование в вычислительной среде конечно-элементного анализа DEFORM-3D. Например, DEFORM-3D применяли при исследовании совместного процесса прошивки и раскатки в трёхвалковом стане тандем [Wang, 2014]. Исследование деформированного состояния металла при винтовой прокатке в трёхвалковом стане исследовалось в работе [Богатов, Павлов, 2017] на основе моделирования в DEFORM-3D. Одной из особенностей формоизменения при винтовой прокатке является появление утяжины на торцах заготовки после прокатки. Это явление при радиально-сдвиговой прокатке [Galkin, 2014] исследовалось с помощью DEFORM-3D в работе [Карпов, 2017] и в работе [Богатов, 2013] при прокатке на ТПА-80 ОАО «СинТЗ». Для моделирования процесса прошивки полой оправкой в трёхвалковом стане DEFORM-3D использовали в работе [Romantsev и др., 2015].

Целью работы являлось смоделировать в DEFORM-3D прошивку в четырёхвалковом стане винтовой прокатки, а также в двухвалковом стане с направляющими линейками и трёхвалковом стане, и на основе результатов моделирования продемонстрировать преимущества прошивки в четырёхвалковом стане по сравнению с двухвалковой и трёхвалковой схемами.

Методика компьютерного моделирования

Моделировали прошивку в двухвалковом стане винтовой прокатки с направляющими линейками, трёхвалковом стане и четырёхвалковом стане¹. Параметры моделируемых прокаток представлены в табл. 1

Таблица 1 - Параметры моделируемых прошивок

Показатели	Двухвалковая прошивка	Трёхвалковая прошивка	Прошивка в четырёхвалковом стане (рабочие валки/вспомогательные валки)
------------	-----------------------	-----------------------	--

¹ Подана заявка на изобретение, дата поступления в ФИПС – 02.12.2016, рег. № 2016147341

диаметр в пережиге, мм	420	240	150 / 110
длина бочки, мм	320	180	200 / 200
частота вращения, мин ⁻¹	60	60	60 / 80
Количество приводных валков, шт	2	3	4
Угол раскатки, град	0	-5	7 / -7
Угол подачи, град	18	18	15 / 15
Направляющий инструмент	линейки	- - -	- - -
Обжатие перед носиком %	9	11	13

Согласно параметрам табл. 1 создали сборки в SolidWorks (рис. 1) и сохранили их в формате .stl.

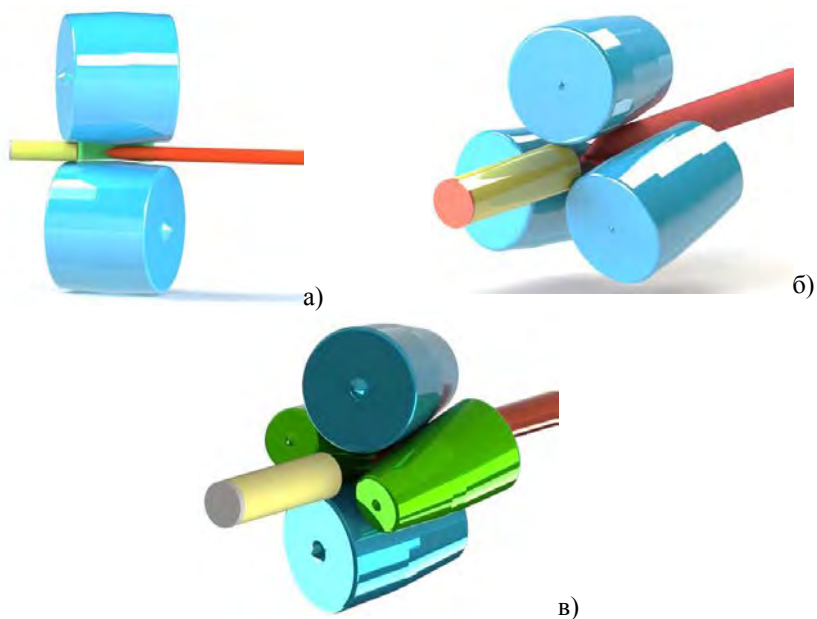


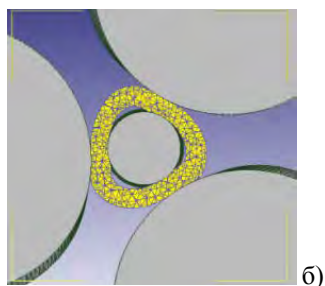
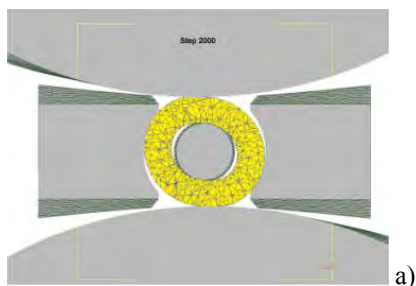
Рисунок 1 – Сборки, созданные в SolidWorks для последующего моделирования в DEFORM-3D:

- а – для двухвалковой прошивки (одна из линейек для удобства визуализации не показана),
- б – для трёхвалковой прошивки,
- в – четырёхвалковой прошивки

После загрузки .stl файлов в Pre-processor DEFORM-3D задавали условия, согласно данным табл. 1. Фактор трения по Зибелю для пар «заготовка-валок» задавали равным 1, для пары «оправка-валок» - 0,7, для пар «толкатель-заготовка» и «проводка-заготовка» - 0,08. При выборе факторов трения частично руководствовались рекомендациями работы [Pater, Kazanecki, Bartnicki, 2006]. Материал заготовки задавали как AISI-1045, температура заготовки - 1200°C. Моделирование вели без учёта теплообмена между заготовкой и деформирующим и направляющим инструментом.

Результаты и их обсуждение

По результатам моделирования в DEFORM-3D оценили характер формоизменения заготовки в пережиме. На рис.1 показано, как изменяется форма заготовки в поперечных сечениях очага деформации (в пережиме) для каждой из моделируемых схем. При прошивке в двухвалковом стане (рис. 2а) наблюдается значительная овальность, которая снижает качество получаемой гильзы. При прошивке в трёхвалковом стане наблюдается течение металла в зазор между валками (рис. 2б), что приводит к возникновению дополнительных напряжений в заготовке и отрицательно сказывается на качестве получаемых гильз. При прошивке в четырёхвалковом стане вследствие более замкнутого по сравнению с другими схемами калибра овальность и течение металла в межвалковые зазоры (рис. 2в) существенно меньше, что способствует повышению качества получаемых гильз.



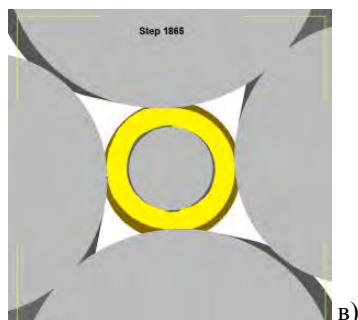
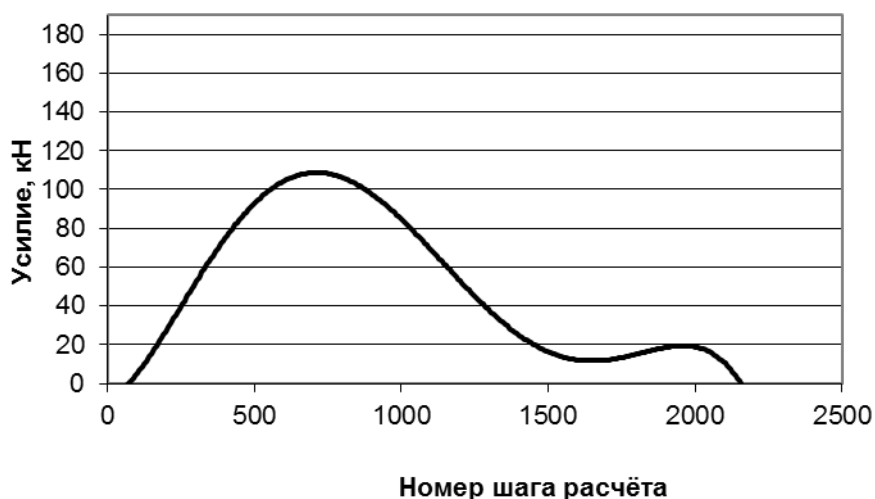
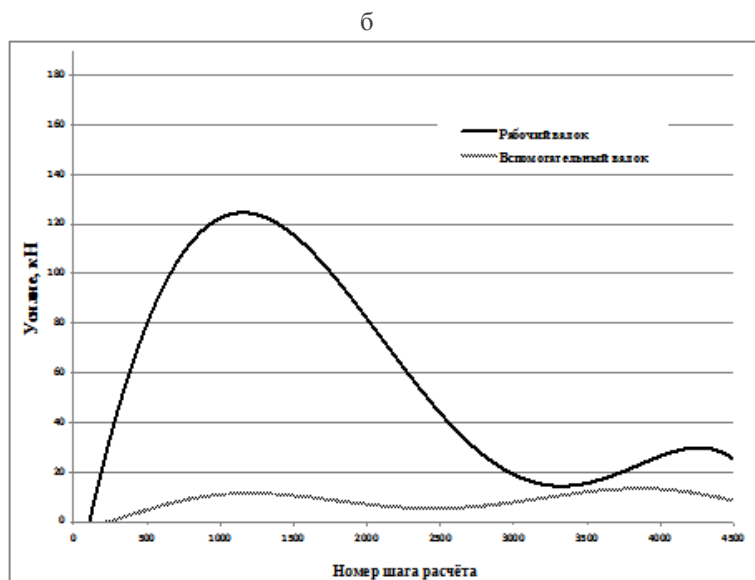
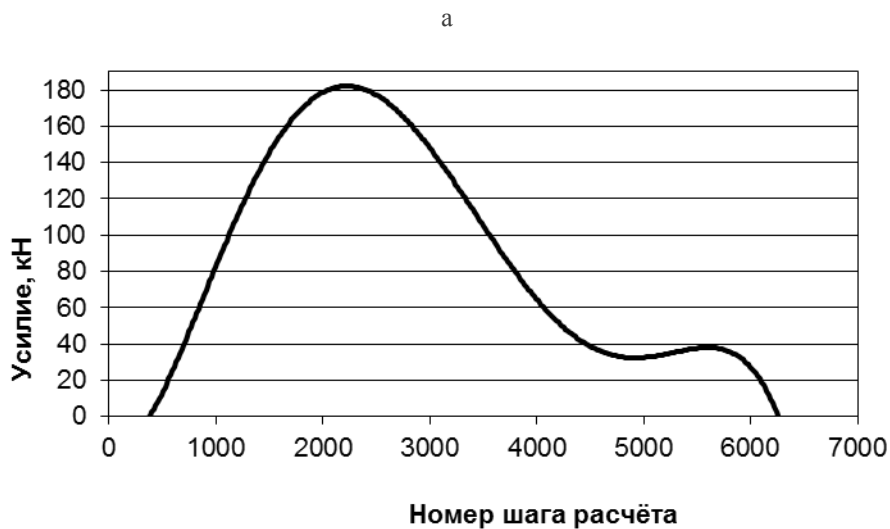


Рисунок 2 – Формоизменение заготовки в поперечном сечении очага деформации (в пережиме): а – для двухвалковой прошивки, б – для трёхвалковой прошивки, в – четырёхвалковой прошивки

Также произвели оценку усилий на инструмент при прошивке по различным схемам. Вследствие того, что прошивку для каждой из схем моделировали для разной толщины стенки гильзы, непосредственно сравнивать энергосиловые параметры по результатам моделирования в DEFORM-3D представляется некорректным. Сопоставили порядок усилий на валки при прошивке по каждой из схем (рис. 3).





в

Рисунок 3 – Усилие на валок: а – для двухвалковой схемы, б – для трёхвалковой схемы, в – для четырёхвалковой схемы

По рис. 3 видно, что в целом, усилия для каждой из схем сопоставимы.

Таким образом, провели компьютерное моделирование винтовой двухвалковой, трёхвалковой и четырёхвалковой схем прошивки с помощью вычислительной среды конечно-элементного анализа DEFORM-3D. Проведённые исследования позволили установить, что:

1. Так как удалось смоделировать новый процесс прошивки в четырёхвалковом стане, то, опираясь на предыдущий обширный положительный опыт применения DEFORM-3D для существующих схем прошивки, можно сделать вывод о принципиальной возможности реализации четырёхвалковой схемы прошивки.
2. Результаты моделирования показали, что, благодаря наличию более замкнутого калибра при четырёхвалковой схеме прошивки, получаемые гильзы будут иметь меньшую овальность по сравнению с гильзами после двухвалковой прошивки. Также результаты моделирования показали, что, по сравнению с трёхвалковой схемой прошивки, металл в меньшей степени течёт в межвалковые зазоры, что повысит качество получаемых гильз.
3. Проведённый анализ изменения усилий на валки при различных схемах прошивки показал, что порядок значений усилий при четырёхвалковой схеме сопоставим с порядком значений усилий при прошивке в двухвалковом и трёхвалковом станах.

Список литературы:

1. *Романцев Б.А.* и др. Трубное производство. Учебник. Москва: Издательский Дом МИСиС, 2008. 980 с.
2. *Тетерин П. К.* Теория поперечно-винтовой прокатки. Москва: Металлургия, 1971. 368 с.
3. *Никулин А. Н.* Винтовая прокатка. Напряжения и деформации. Москва: Металлургиздат, 2015, 380 с.

4. *Wang F.* и др. Explorative study of tandem skew rolling process for producing seamless steel tubes // *Journal of Materials Processing Technology*. 2014. Т. 214. № 8. С. 1597-1604.
5. *Богатов А.А., Павлов Д.А.* Исследование деформированного состояния металла при обжатии заготовки в трёхвалковом стане винтовой прокатки // *Металлург*. 2017. № 4. С. 66-70.
6. *Galkin S.P.* Radial shear rolling as an optimal technology for lean production // *Steel in Translation*. 2014. Т. 44. № 1. С. 61-64.
7. *Карпов Б.В.* и др. Исследование нестационарных стадий радиально-сдвиговой прокатки заготовок с профилированными торцами // *Металлург*. 2017. № 4. С. 18-24.
8. *Богатов А.А.* и др. МКЭ-моделирование и оптимизация нового способа обжатия непрерывнолитой заготовки // *Черные металлы*. 2013. № 11. С. 26-31.
9. *Romantsev B.* и др. Modeling the Piercing of Semifinished Products in a Three-Roll Rotary Rolling Mill on a Hollow Mandrel // *Metallurgist*. 2015. Т. 59. № 7-8. С. 557-561.
10. *Pater Z., Kazanecki J., Bartnicki J.* Three dimensional thermo-mechanical simulation of the tube forming process in Diescher's mill // *Journal of Materials Processing Technology*. 2006. Т. 177. № 1-3. С. 167-170.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ВОЗДУШНЫХ ФУРМ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ С ТЕПЛОИЗОЛЯЦИЕЙ РЫЛЬНОЙ ЧАСТИ

Радюк А.Г., Титлянов А.Е., Скрипаленко М.М., Стойшич С.С.

НИТУ «МИСиС», г. Москва, Россия

Воздушные фурмы служат для подачи горячего дутья, обогащённого кислородом, и природного газа в печь, необходимого для выплавки чугуна [Береснев, Курунов, 2005]. Для повышения стойкости фурм по прогару от кон-

такта с жидким чугуном и снижения через них тепловых потерь с охлаждающей фурмы водой необходима их теплоизоляция [Радюк, Титлянов, 2011; Бочка, 2003].

Поскольку наиболее агрессивному воздействию со стороны печи подвергается рыльная часть фурмы, то в первую очередь необходима ее защита. Для этого целесообразно использовать керамический материал с низкой теплопроводностью. Однако, в связи с хрупкостью материала остро стоит вопрос его крепления к рыльной части. При этом по технологии доменной плавки не рекомендуется удлинять конструкцию фурмы. Исходя из этого, было принято решение изготовить паз в рыльной части с выступом. В паз устанавливается теплоизоляция в виде диска, причем высота выступа должна быть больше толщины диска. В этом случае выступ защищает теплоизоляцию от разрушения при транспортировке фурмы и установке в печь. В результате изготовления паза толщина торца рыльной части уменьшается на глубину паза. Поскольку теплоизоляция может разрушиться в процессе работы фурмы, оставшаяся толщина торца рыльной части не должна быть меньше допустимой. Поэтому толщину теплоизоляции увеличивали за счет уменьшения водоохлаждаемой полости.

Задача моделирования в DEFORM-2D заключалась в исследовании влияния параметров теплоизоляции на эффективность защиты и температурного поля торца рыльной части, включая и случай разрушения теплоизоляции.

Поскольку решается осесимметричная задача, использовали программу DEFORM-2D.

Исходными данными для создания модели являлась воздушная фурма конструкции ПАО «Северсталь» для ДП–5. Геометрия фурмы была выполнена в среде Solid Works и сохранена в формате .dxf (рис.1). После этого файлы с ука-

занным расширением загружали в Pre-Processor DEFORM-2D и позиционировали их. На фурме формировали сетку из 5000 элементов.

При моделировании температурного поля деталей фурмы были заданы следующие условия: материал – медь; $\lambda=416$ Вт/(м·К); $C=390$ Дж/(кг·К); Начальная температура – 30°C .

Граничные условия:

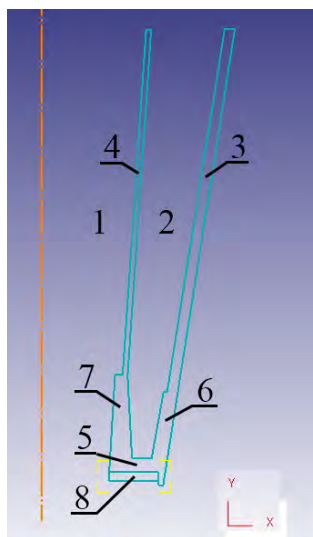
1 – дутьевой канал – $\varepsilon=0,7$; $t_{\text{дутья}}=1200^\circ\text{C}$; $\alpha_{\text{дутье-медь}}=375$ Вт/(м²·К);

2 – водоохлаждаемая полость – $t_{\text{воды}}=30^\circ\text{C}$; $\alpha_{\text{медь-вода}}=5815$ Вт/(м²·К); $\varepsilon=0$;

3 – торец и боковая поверхность рыльной части – $t=1600^\circ\text{C}$; $\alpha_{\text{среда-рыло}}=268$ Вт/(м²·К); $\varepsilon=0,7$;

4 – наружный стакан – $t=1600^\circ\text{C}$; $\alpha_{\text{среда-нар. стакан}}=118$ Вт/(м²·К); $\varepsilon=0,7$.

Шаг по времени принимали равным 2 с.



- 1 – дутьевой канал,
- 2 – водоохлаждаемая полость,
- 3 – наружный стакан,
- 4 – внутренний стакан,
- 5 – торец рыльной части,
- 6 – боковая поверхность рыльной части,
- 7 – рыльная часть со стороны дутьевого канала,
- 8 – теплоизоляция рыльной части

Рисунок 1 - Геометрия воздушной фурмы для моделирования в DEFORM-2D

В качестве базового варианта определяли изменение температуры рывльной части фурмы без теплоизоляции (рис.2).

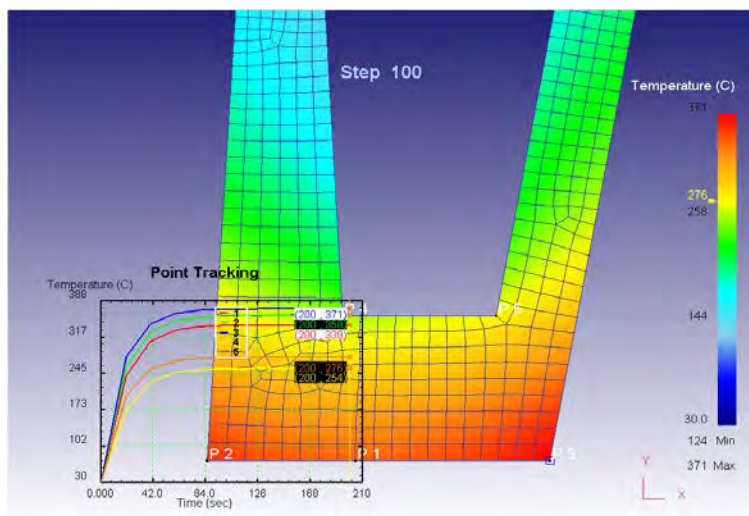


Рисунок 2 - Температурное поле рывльной части фурмы без теплоизоляции

По результатам расчёта в Post-Processor DEFORM-2D для анализа результатов использовали функцию Point Tracking. Выделяли узлы сетки конечных элементов. Для каждого из узлов построили с помощью DEFORM-2D графики изменения температуры по времени. Это соответствовало случаю пуска доменной печи после её остановки по разным причинам. Установлено, что максимальная температура торца рывльной части серийной фурмы при нагреве составляет 371 °С.

При моделировании температурного поля рывльной части фурмы с теплоизоляцией и в случае ее разрушения (рис.3–5) задавали следующие параметры и условия: первоначальная толщина торца рывльной части 30 мм; минимальная толщина оставшейся части торца 15 мм; толщина диска 10 и 20 мм; высота выступа на 5 мм больше толщины диска. Между диском и фурмой зазор отсутствует.

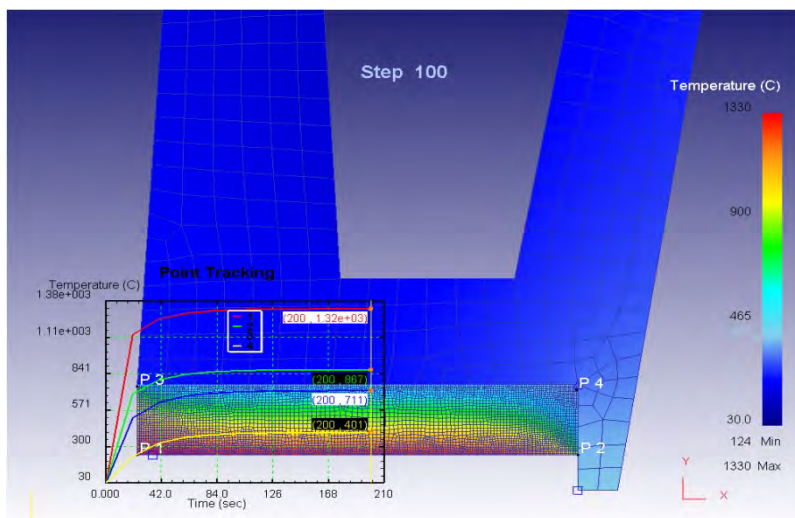


Рисунок 3 - Температурное поле теплоизоляции рыльной части: h выступа = 15 мм, h теплоизоляции = 10 мм; свойства теплоизоляции: $\lambda=3$ Вт/(м·К); $C=780$ Дж/(кг·К); $\varepsilon=0,46$

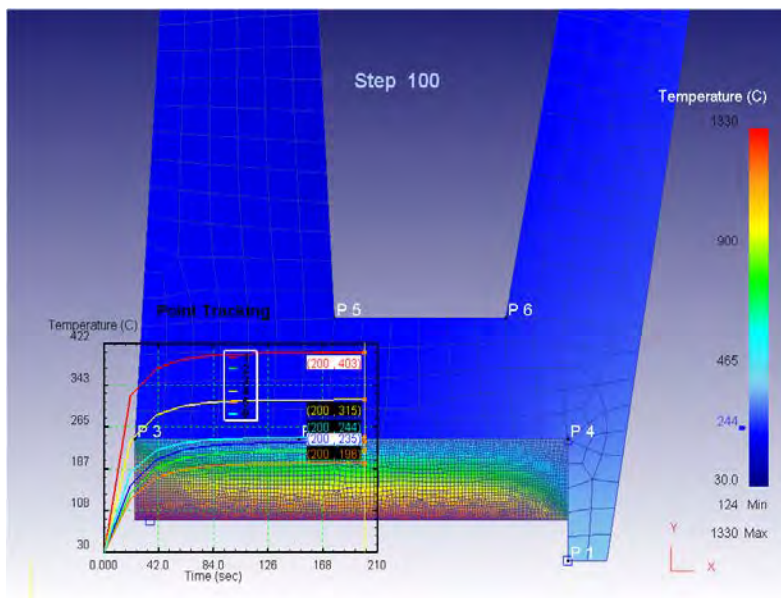


Рисунок 4 - Температурное поле рыльной части с теплоизоляцией

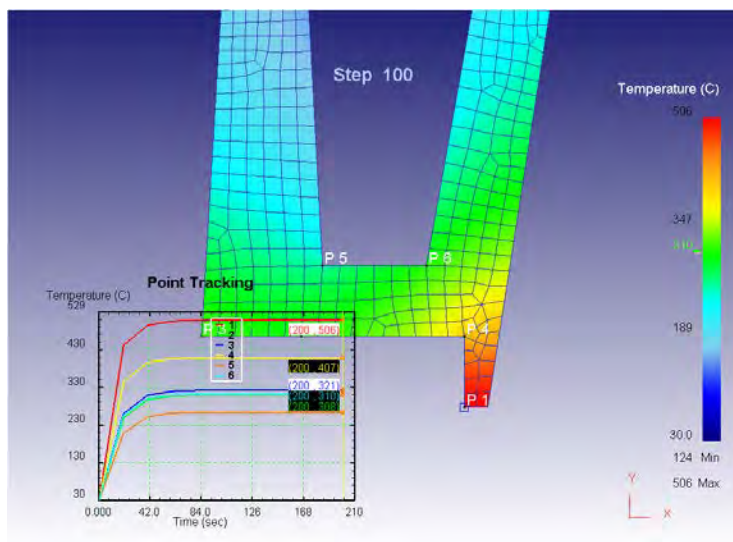


Рисунок 5 - Температурное поле рыльной части (теплоизоляция разрушена)

Аналогичные расчеты были проведены для h выступа = 25 мм, h теплоизоляции = 20 мм.

Установлено, что с увеличением толщины теплоизоляции (диска):

- поверхность диска со стороны печи становится на 50–90 °С горячее, а со стороны торца – холоднее на 35–40 °С из-за низкой теплопроводности керамики;
- максимальная температура выступа со стороны диска повышается практически на 100 °С;
- температура торца рыльной части изменяется незначительно (в пределах 20 °С); с одной стороны, она уменьшается с увеличением толщины диска, с другой, – увеличивается за счет уменьшения водоохлаждаемой полости;
- в случае разрушения диска разница максимальных температур выступа увеличивается со 100 °С до 140 °С, а температур торца рыльной части – приблизительно с 65–90 °С до 80–115 °С; при этом до максимальной температуры 645 °С нагревается выступ при высоте 25 мм.

Заключение

Для моделирования температурного поля рывной части воздушной фурмы с теплоизоляцией методом конечных элементов (осесимметричная задача) использовали программу DEFORM-2D и получили следующие результаты:

1. Изучен температурный диапазон работы теплоизоляции рывной части фурмы, что позволяет выбирать огнеупор для её изготовления.
2. Температура медных выступов, обеспечивающих защиту теплоизоляции при транспортировке фурмы и её установке в печь, не превышает допустимую температуру для меди.
3. Теплоизоляция торца рывной части фурмы снижает температуру его нагрева, что обеспечивает снижение тепловых потерь с охлаждающей фурму водой.
4. Увеличение толщины теплоизоляции с 10 до 20 мм оказывает незначительное влияние на температуру торца рывной части под ней и поэтому при выборе толщины теплоизоляции надо исходить из её прочностных характеристик и условий охлаждения рывной части.
5. Возможное разрушение теплоизоляции не приведет к выходу фурмы из строя.

Список литературы:

1. *Береснев Н.Г., Курунов И.Ф.* Влияние эффективности использования природного газа на показатели работы доменной печи // *Металлург.* –№5. – 2005. –С.34–35.
2. *Радюк А.Г., Титлянов А.Е.* Эксплуатация воздушных фурм доменных печей с алюминиевым газотермическим покрытием // *Сталь.* –№10. –2011. – С.4–6.
3. Повышение стойкости воздушных фурм доменных печей. / *В.В. Бочка, Е.Г. Донсков, Е.В. Дорош* и др. // *Черная металлургия: БНТиЭИ.* –2003. – №9. –С.21–24.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ГРАФИТОВЫХ ВКЛЮЧЕНИЙ В ВЫСОКОПРОЧНОМ ЧУГУНЕ С ШАРОВИДНЫМ ГРАФИТОМ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБАХ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Таупек И.М., Лисовский А.В., Алексеев П.Л.

Московского политехнического университета, г. Электросталь, Россия

Высокопрочный чугун с шаровидным графитом (ВЧШГ), как конструкционный материал, характеризуется высокими прочностными и эксплуатационными свойствами. По структуре высокопрочный чугун преимущественно представляет собой графитовые включения правильной шаровидной формы, заключенные в феррито-перлитной матрице, при этом, феррит располагается в виде оторочки вокруг графитовых включений. Средний размер зерна графита по сечению составляет от 0,002 до 0,025 мм в диаметре [1]. Фотографии графитовых включений показаны на рисунке 1.

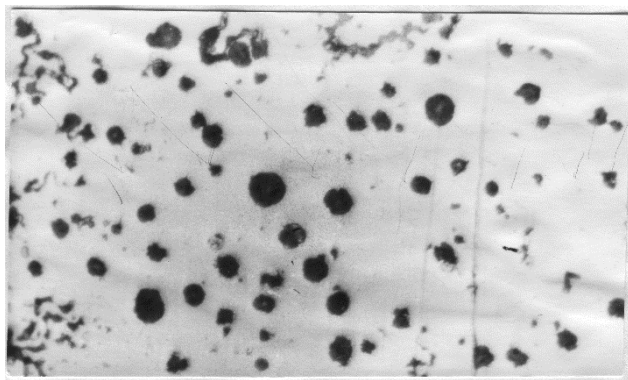


Рисунок 1 – Микроструктура ВЧШГ

Благодаря своим свойствам, высокопрочные чугуны нашли широкое применение в машиностроительном производстве. Их применяют в изделиях ответственного назначения (валки горячей прокатки, валы, оси, цилиндры двигателей внутреннего сгорания и компрессоров и т.д.) для замены литой стали. По

сравнению со сталью, они обладают лучшими литейными свойствами и меньшей плотностью, что позволяет снизить массу машин. Кроме того, содержание структурно свободного графита способствует повышению износостойкости и антифрикционных свойств чугуна, что достигается, как вследствие собственного смазочного действия, так и за счет повышения прочности пленки смазочного материала. Так же, чугуны хорошо обрабатываются резанием (с образованием ломкой стружки), что делает данный материал крайне интересным для машиностроения. В ряде случаев возможна замена поковок ответственного назначения из легированных сталей изделиями из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом. Классическим примером такой замены являются тяжело нагруженные коленчатые валы дизельных двигателей, условия работы которых, характеризуются повышенными требованиями по статической и усталостной прочности [1].

Традиционно принято подвергать обработке давлением металлы с содержанием углерода менее 2 %, однако, экспериментально установлено, что для чугуна так же возможно применение различных способов деформирования.

Процесс деформирования ВЧШГ обладает определенной спецификой и существенно изменяет структуру и свойства литых заготовок. Однако разработку способов деформирования часто ведут без учета особенностей чугуна, как графитсодержащего материала. Практически отсутствуют исследования направленные на регулирование формы и распределения графитных включений в объеме деформированного изделия.

Моделирование подобных процессов позволяет получить необходимые результаты без дорогостоящих экспериментов. Исследование производилось при помощи инженерного программного комплекса DEFORM-3D [2], основанного на методе конечных элементов по следующей общей методике: сначала создавались трёхмерные модели исследуемых процессов, которые импортировались

в DEFORM, где задавались граничные условия, присваивались реологические модели материалов, производилась настройка скоростных параметров рабочего инструмента. Реологические данные для ВЧШГ в базе данных DEFORM отсутствуют, поэтому для заготовок была выбрана сталь AISI–1045 (американский аналог стали 45). Данный материал был выбран как близкий аналог по механическим свойствам металлической феритно–перлитной матрицы ВЧШГ. После задания всех необходимых условий производилось моделирование процессов.

Для моделирования формоизменений графитовых включений использовалась возможность DEFORM задавать и отслеживать перемещение в исследуемом процессе практически неограниченного количества контрольных точек. В редакторе электронных таблиц Microsoft Excel рассчитывались координаты массива точек, которые образовывали сферу – модель графитового включения. Для построения сферы использовалось 227 точек: 9 групп из 24 точек образовывали окружности, расположенные на определённом расстоянии друг от друга. Оставшиеся 11 точек располагались в центре окружностей и формировали центральную ось (крайние точки оси также играли роль полюсов сферы). Расположение точек показано на рисунках 2а и 2б.

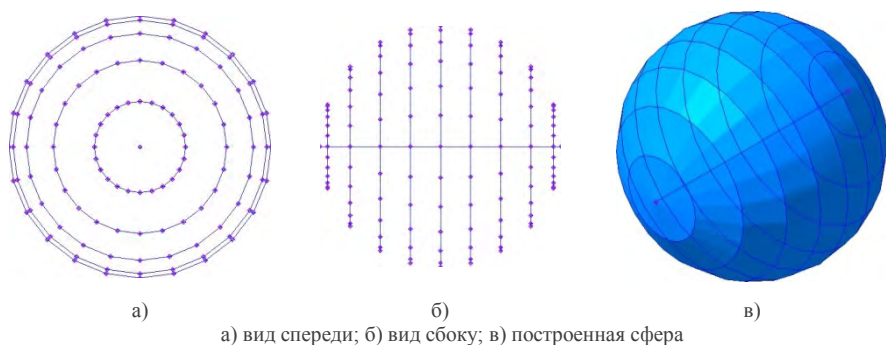
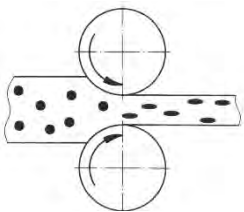
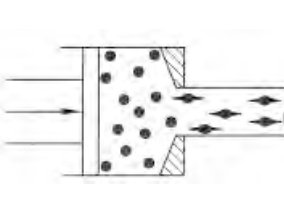
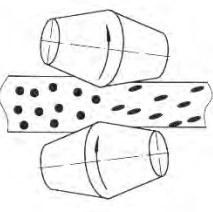


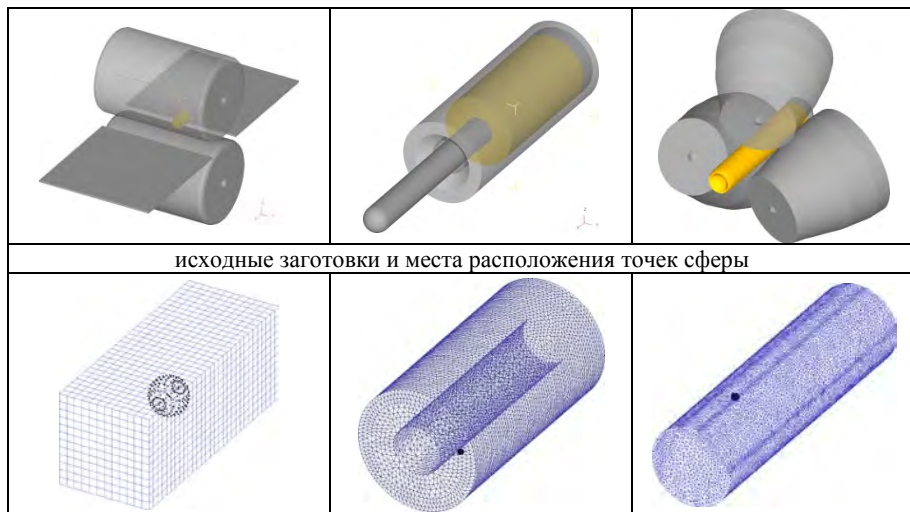
Рисунок 2 – Расположение точек и построенная на их основе сфера

Далее полученные координаты переносились в Постпроцессор DEFORM и производился расчет перемещений точек. В реальности графитовые включения также деформируются и перемещаются вследствие течения окружающей их металлической матрицы. Построение сферы в реальном размере могло вызвать ряд сложностей: пришлось бы использовать конечно–элементную сетку с ячейками крайне небольших размеров (сопоставимых с размерами сферы), что сильно увеличивало время расчёта, а общее количество необходимых для КЭ сетки элементов для некоторых случаев превышало допустимое для DEFORM значение. Поэтому радиус исходной сферы был выбран равным 4 мм, подобный размер позволял вписать её в любую из используемых заготовок, не измелячая при этом сверх меры КЭ сетку.

На основании полученных данных в системе САПР КОМПАС-3D производилось построение формы графитового включения: сначала на основании точек строилось 10 пространственных кривых (9 сечений и ось) и две полярные точки. Далее через точки и кривые строились линейчатые поверхности, которые образовывали поверхность графитового включения. Построенная модель исходной сферы показана на рисунке 2в.

Таблица 1 – Моделируемые процессы ОМД

продольная прокатка	прессование	радиально–сдвиговая прокатка
принципиальные схемы моделируемых процессов ОМД		
		
трехмерные модели процессов		



При моделировании продольной прокатки использовалась заготовки в виде параллелограмма, с размерами 20×20×40 мм. Размеры поперечного сечения соответствуют реально прокатанному образцу. Прокатка осуществлялась в несколько проходов с суммарными степенями деформации 11, 40, 56, 95% . Режимы обжатий заготовки при прокатке приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Режимы обжатий заготовки при продольной прокатке

№ прохода	h_0 , мм	h_i , мм	Δh , мм	ε , %	$\sum \varepsilon$, %
1	20	17,8	2,2	11	11
2	17,8	12	5,8	32,6	40
3	12	8,8	1,2	26,7	56
4	8,8	4	4,8	54,6	80
5	4	1	3	75	95

Результаты моделирования показаны на рисунках 3 – 6, для сравнения приведены фото микрошлифов продольного и поперечного сечений заготовки после реального процесса прокатки (рисунки а) и б)). Как видно, с увеличением степени деформации, графитовые включения вытягиваются преимущественно

вдоль направления прокатки, приобретая форму сплюсненной вытянутой сферы. При этом также наблюдается разница между продольным и поперечным сечениями включений, которая возрастает со степенью деформации. При увеличении степеней деформации (более 60%) концы включений приобретают заострённую форму, и становятся источниками трещин в металлической основе ВЧШГ. Для предотвращения образования заострённых концов и уменьшения разницы сечений графитовых включений после достижения степени деформации 56% направление прокатки было изменено на 90° . Степень деформации реальных образцов до разрушения составляла 95% [3]. При этом графитовые включения приобретали форму тонких вытянутых лент, что также можно наблюдать и при моделировании на рисунке 6.

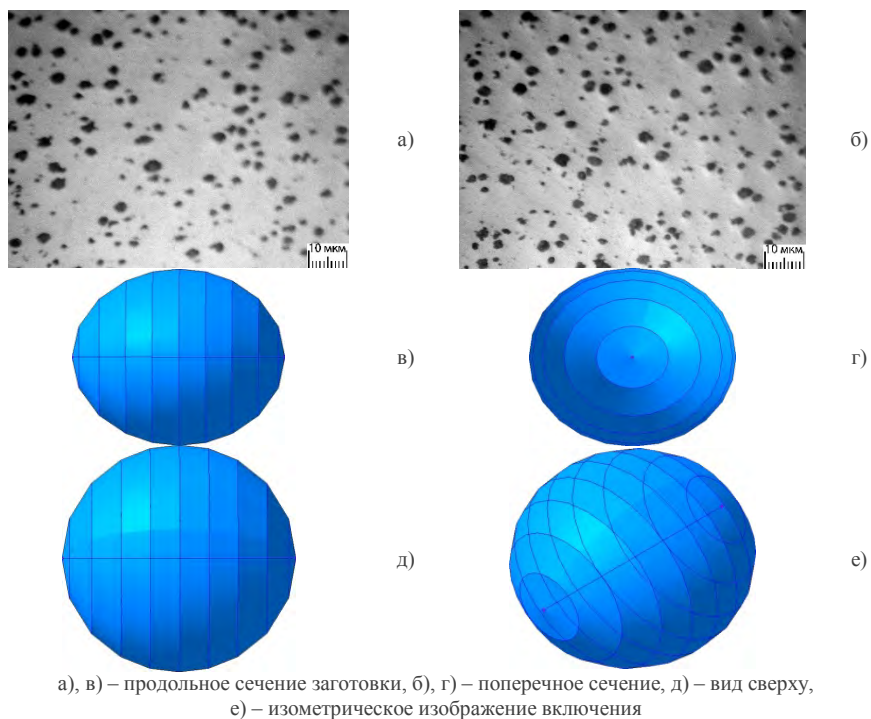


Рисунок 3 – Форма графитовых включений при продольной прокатке (степень деформации 11%)

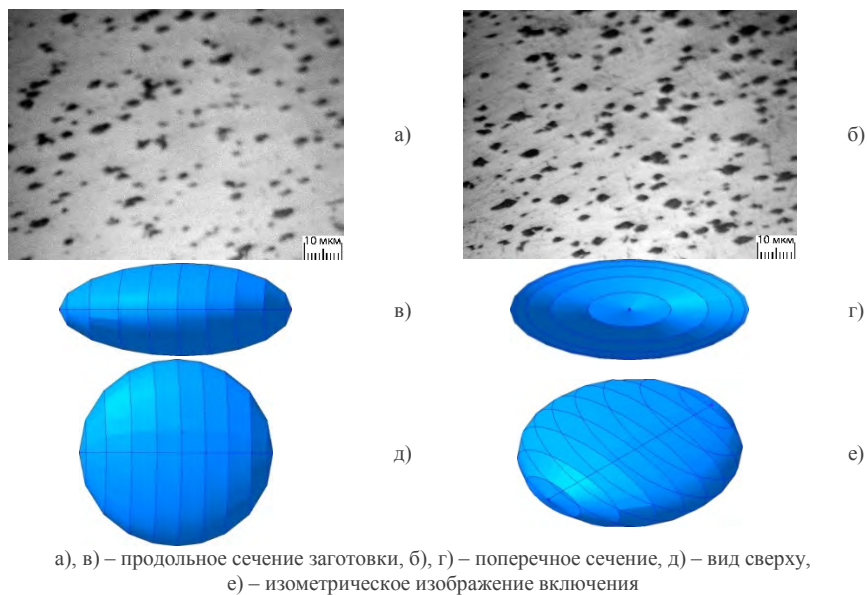


Рисунок 4 – Форма графитовых включений при продольной прокатке (степень деформации 40%)

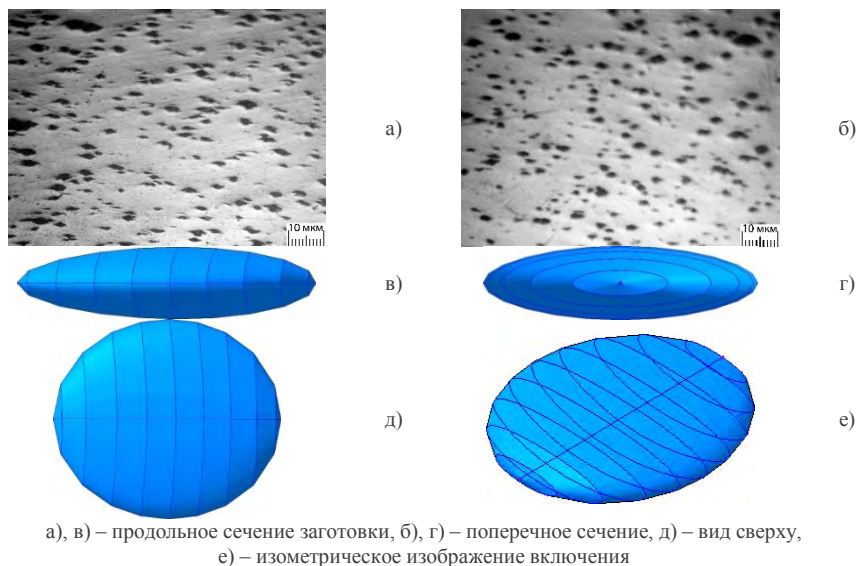
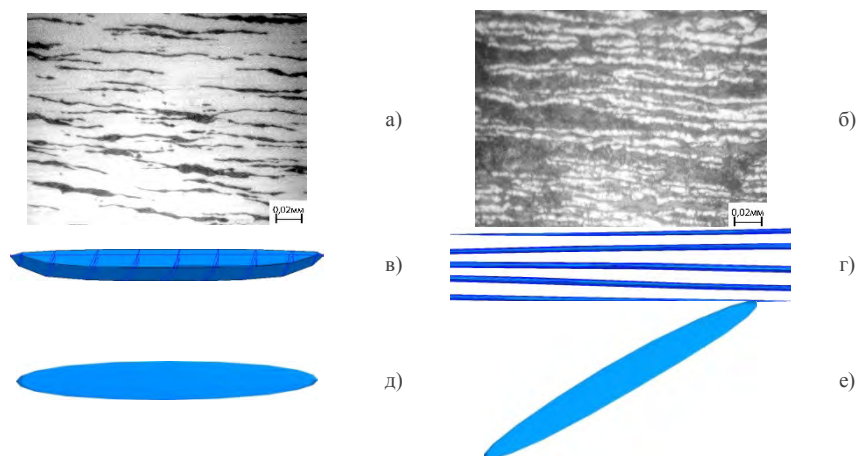


Рисунок 5 – Форма графитовых включений при продольной прокатке (степень деформации 56%)



а), в) – продольное сечение заготовки, б), г) – поперечное сечение, д) – вид сверху, е) – изометрическое изображение включения

Рисунок 6 – Форма графитовых включений при продольной прокатке (степень деформации 95%)

Анализируя полученные данные можно отметить, что графитовые включения вытягиваются в направлении преимущественного течения металла, при этом даже после достижения критических деформаций (приводящих к зарождению трещин в металлической основе) остается возможность для дальнейшей деформации заготовок в другом направлении.

Для процесса прессования использовалась единая полая заготовка $\varnothing 210$ мм, с толщиной стенки 63 мм [3]. Из неё было получено три трубы со следующими размерами: 180×50 мм, 130×25 мм, 102×12 мм. Результаты представлены на рисунках 7–9. Режимы прессования представлены в таблице 2

Таблица 3 – Режимы прессования

№ прохода	D_T	S_T	$\varepsilon, \%$
0	210	63	0
1	180	50	20
2	130	25	60
3	102	12	80

После горячего прессования наибольшие изменения в форме графита происходят в продольном направлении. Включения вытягиваются вдоль направления течения металла, приобретая вытянутую эллипсоидную форму (рисунок 7).

Также наблюдается наклонное искажение сечений сферы, что вызвано особенностями течения металла при прессовании и расположением сферы в заготовке. При увеличении степени деформации форма графитовых включений изменяется и превращается в игольчатую или веретеновидную с острыми окончаниями, которые перерождаются в трещины металлической основы (рисунок 8).

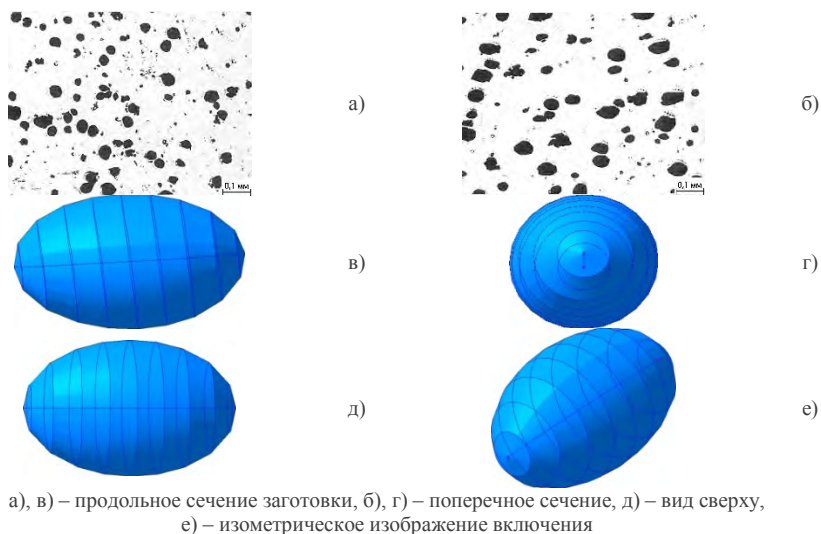
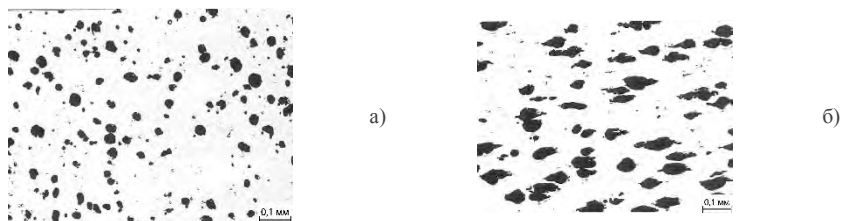


Рисунок 7 – Форма графитовых включений при прессовании (степень деформации 20%)



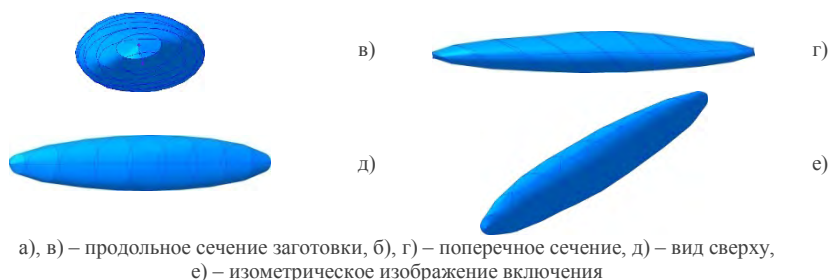


Рисунок 8 – Форма графитовых включений при прессовании (степень деформации 60%)

При больших степенях деформации вышеупомянутые графитовые «иглы» сплющиваются с одной из сторон (ярко выражено на рисунке 9) и практически превращаются в полосы. В данном случае это может быть вызвано течением металла через зазор, образованный отверстием матрицы и оправкой, таким образом, на металл давление оказывается с двух сторон. Можно предположить, что при прессовании сплошного профиля включения будут иметь более симметричный вид поперечного сечения – давление будет прикладываться, исключая пуансон, только со стороны матрицы.

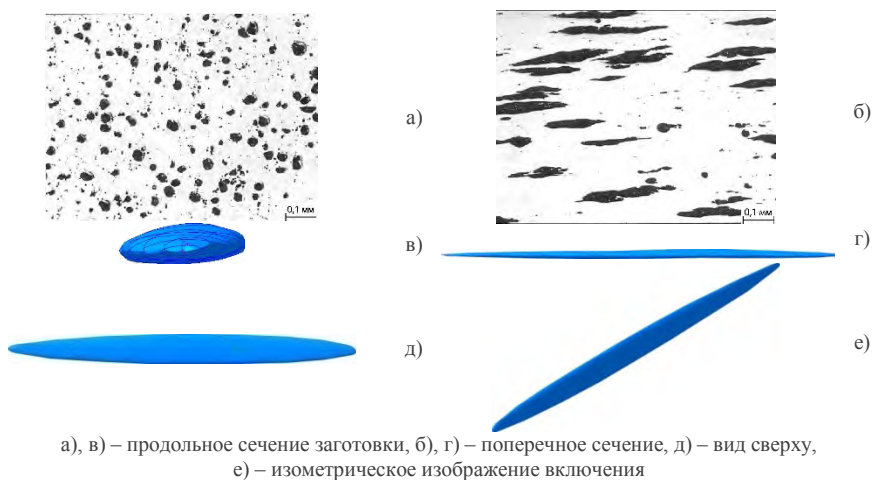
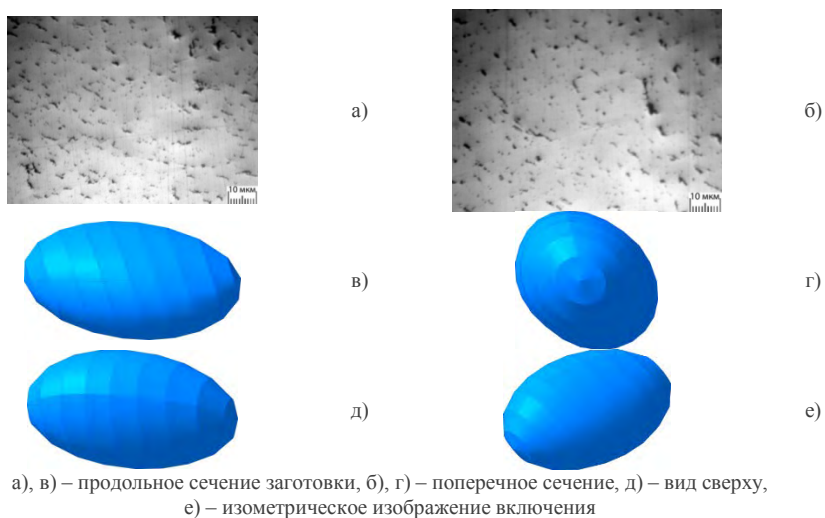


Рисунок 9 – Форма графитовых включений при прессовании (степень деформации 80%)

Моделирование радиально–сдвиговой прокатки в DEFORM является относительно трудоёмкой задачей, ввиду винтовой траектории движения металла, поэтому в данном случае пришлось использовать несколько отличающуюся от реального процесса модель: осуществлялась прокатка прутка Ø95мм со степенью деформации 21%. Ввиду этого сфера размещалась около края заготовки, деформации винтовые течения металла проявились наиболее ярко. Микрошлифы получены также от края образца, прокатанного со степенью деформации 55%.

Результаты моделирования, представленные на рисунке 10, показывают, что формоизменение графитового включения происходит по винтовой траектории и согласуется с общим течением металлической матрицы. Особенно ярко это показано на рисунке 10д, где хорошо видно наклонное смещение плоскостей, образующих сферу. Включение также сжимается в радиальном направлении (рисунок 10г). Общая форма включения образует искаженный эллипсоид вращения [4].



а), в) – продольное сечение заготовки, б), г) – поперечное сечение, д) – вид сверху, е) – изометрическое изображение включения

Рисунок 10 – Форма графитовых включений при радиально-сдвиговой прокатке (степень деформации 56%)

Как известно, физико-механические свойства металлов во многом зависят от их структуры: размера зерна, направленности структуры, наличия дефектов кристаллического строения и их характера, распределения примесей и т.д. Горячая обработка металлов давлением - наиболее эффективный способ, позволяющий получать изделия высокого качества, с улучшенными физико-механическими свойствами. В процессе обработки давлением происходит интенсивная проработка структуры – металл уплотняется, макро- и микропустоты завариваются, зерна и кристаллиты измельчаются, вытягиваются и ориентируются в направлении наибольшей деформации, в результате чего пластические и прочностные характеристики металла улучшаются [1].

В свою очередь, формоизменение графитовых включений выполняет двоякую роль в формировании свойств заготовки. В направлениях, в которых формоизменения включения получили наибольший прогресс, механические свойства заготовок будут расти, а в поперечных с ним направлениях падать. В результате для прогнозирования механических свойств таких изделий требуется разработка громоздких и трудоемких методик. Рассмотрение же высокопрочного чугуна, как естественного композиционного материала, позволяет в таких случаях использовать известные методы расчета свойств композиционных материалов. Таким образом, горячая пластическая обработка позволяет управлять формированием формы графитовых включений высокопрочного чугуна. Что, в свою очередь, оказывает значительное влияние на механические и эксплуатационные свойства изделий.

На основании анализа полученных данных можно сделать вывод о высокой схожести результатов моделирования с реальными процессами. Более того, данное методика моделирования позволяет получать объёмную картину формоизменения графитовых включений, что в свою очередь позволяет прогнозировать и влиять на механические свойства заготовок, получаемых из ВЧШГ.

Список литературы:

1. *А.В. Лисовский, Б.А. Романцев.* Формирование уникальных структур и свойств высокопрочного чугуна в процессах горячей обработки металлов давлением. М. Металлург 2010. №3.
2. Общее руководство по работе с программным комплексом DEFORM / *Таупек И.М., Кабулова Е.Г., Положенцев К.А., Лисовский А.В., Макаров А.В.* // – Старый Оскол: ООО ИПК «Кириллица», 2015. – 217 с.
3. *Лисовский А.В.* К выбору схемы производства полых осесимметричных заготовок из высокопрочного чугуна. Металлургия Машиностроения. г. Москва. 2012 г. №2 .
4. *Таупек И.М., Лисовский А.В.* Моделирование процессов горячей обработки металлов давлением с целью управления структурами и свойствами получаемых заготовок для машиностроительного производства. Сборник трудов III - Всероссийской молодежной школы-конференции «Современные проблемы металловедения». Пицунда 9–14 сентября 2013г., с. 245–254.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗКИ ТОНКОЛИСТОВОГО МАТЕРИАЛА

Почекуев Е.Н., Шенбергер П.Н.

Тольяттинский государственный университет, г. Тольятти, Россия

Особое внимание при резке крупногабаритных тонколистовых заготовок, предназначенных для штамповки кузовных деталей автомобиля, уделяется качеству профиля реза. Такой дефект поверхности реза, как заусенец приводит к появлению царапин на поверхностях прижима и рабочего инструмента при выполнении дальнейших формообразующих операций. Металлическая стружка, образованная материалом заусенцев, способствует появлению царапин на поверхностях штампуемых деталей кузова, что недопустимо в отношении лицевых деталей автомобиля.

Характер профиля разделения определяется прежде всего величиной зазора [1, 2] при прочих постоянных условиях таких, как скорость деформирования, характеристики материала, величина коэффициента трения, изношенность инструмента и т.д. При резке крупногабаритных тонколистовых деталей выдерживать величину оптимального зазора представляется особенно сложным. Причиной этого служат упругие деформации штамповой оснастки и зазоры в направляющих элементах штампа. Основной задачей исследования является изучение влияния зазоров и жесткости системы заготовка-инструмент-штамп-пресс на качество профиля реза.

Зазоры в системе заготовка-инструмент-штамп-пресс показаны на рисунке 1. Исследование было выполнено в допустимом интервале одностороннего зазора между инструментами ($Z_{инст}$) от 0,03 до 0,065 мм (рисунок 2). При этом величина допуска на односторонний технологический зазор для стали 08Ю ОСВ толщиной 0,8 мм составляет 0,01 мм. Точность движения направляющих колонок и втулок определяется посадкой H7/h6. Зазор между направляющими штампа и прессы соответствует интервалу от 0 до 0,05 мм.

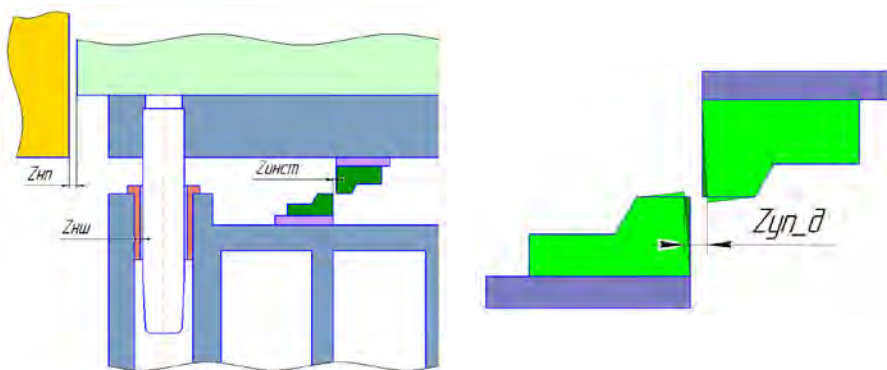


Рисунок 1 - Зазоры в системе заготовка-инструмент-штамп-пресс:

$Z_{инст}$ – зазор между режущим инструментом,

$Z_{нш}$ – зазор между направляющей колонкой и втулкой,

$Z_{инп}$ – зазор между ползуном и направляющими прессы,

$Z_{ин_д}$ – зазор между инструментом в результате действия горизонтальных распирающих сил

Исследование было разбито на два этапа. На первом этапе была выполнена разработка методики прогнозирования качества профиля реза тонколистовых заготовок на основе численного моделирования процесса резки с использованием инструментов DEFORM-2D. На втором этапе осуществлялась оценка жесткости системы заготовка-инструмент-штамп-пресс с использованием конечно-элементной модели последовательного разделительного штампа в NX Advanced Simulation.

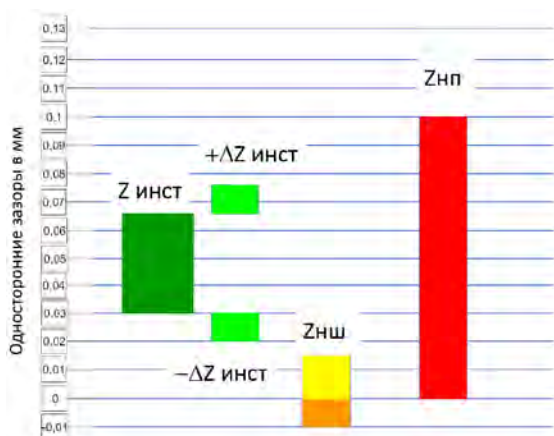


Рисунок 2 - Возможное поле распределения односторонних зазоров в абсолютно жесткой системе заготовка-инструмент- штамп- пресс

Схема моделируемого процесса представлена на рисунке 3. Постановка задачи была реализована при плоской деформации в зоне реза. Число конечных элементов заготовки – 21000. Количество шагов расчета 330 при величине шага расчета 0,0025 мм. Толщина заготовки 0,8 мм. Рабочий инструмент и прижим определены как абсолютно твердые тела. Трение между контактными поверхностями моделирует закон трения Кулона (0,12). Секция низа задана неподвижной. Секция верха перемещается с постоянной скоростью 10 мм/с. Усилие прижима рассматривалось в интервале от 0 до 150 Н. Геометрия износа инструмента смоделирована путем скругления режущей кромки.

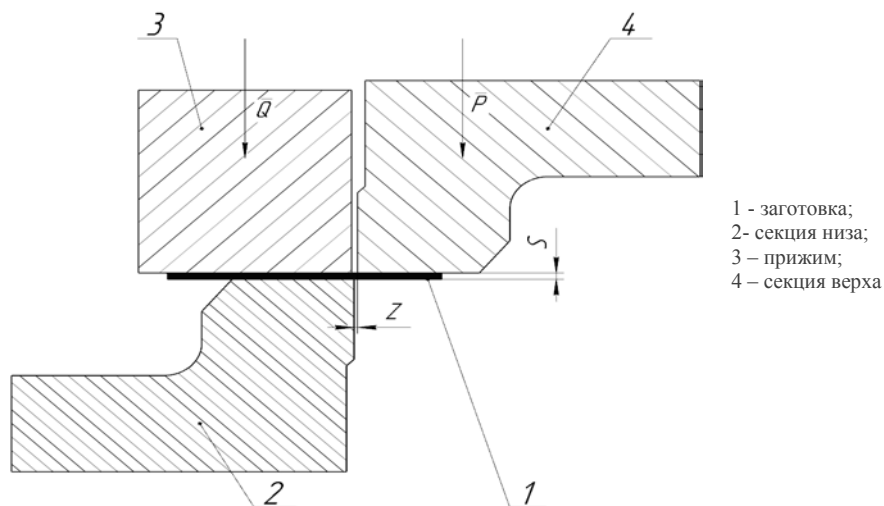


Рисунок 3 - Схема моделируемого процесса

Механические свойства материала заготовки соответствуют марки стали 08Ю ОСВ. Напряжение текучести описывается уравнением (1):

$$\bar{\sigma} = c \bar{\varepsilon}^n \dot{\bar{\varepsilon}}^m + y, \quad (1)$$

где $c = 496,1$; $n = 0,1663$; $m = 0$; $y = 0$.

Тип функции текучести Хилла (R): $R_0 = 1,797$; $R_{45} = 1,521$; $R_{90} = 2,242$. Тип упрочнения – изотропное. Модуль Юнга – 190 ГПа. Коэффициент Пуассона – 0,3. Исходная температура 20 °С. Процесс разрушения заготовки контролировался на основе критерия Кокрофта-Лантама.

Сравнивая результаты численного моделирования, видим, что при различных технологических зазорах по мере увеличения нагрузки растет очаг деформации и концентрация напряжений у режущих кромок секций (рисунок 4). По мере перемещения верхней секции интенсивность напряжений распространяется вглубь очага деформации (рисунок 5). Максимальные главные деформации в зоне реза распределяются неравномерно, что свидетельствует о их неоднородности (рисунок 6).

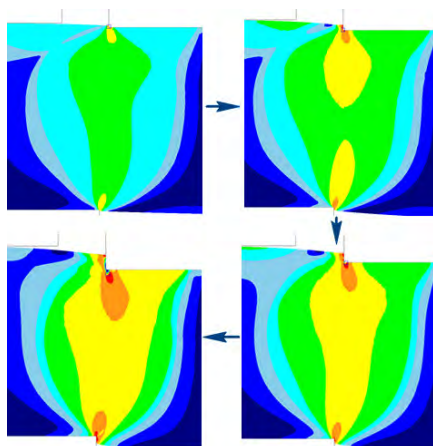


Рисунок 4 – Увеличение очага деформации по мере увеличения нагрузки (параметр – интенсивность напряжений)

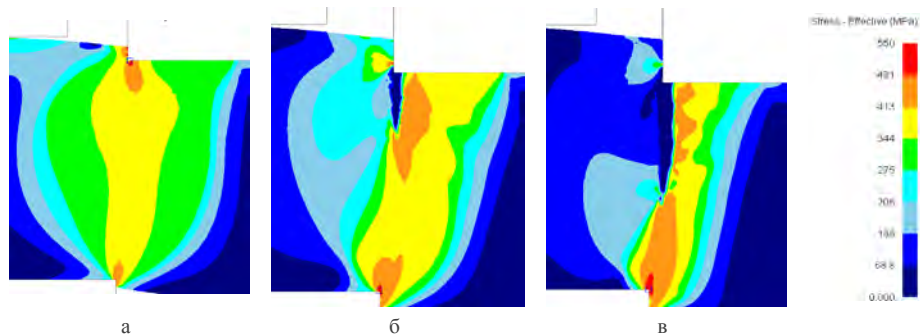


Рисунок 5 – Интенсивность напряжений: а – 0,1S; б – 0,19S; в – 0,23S

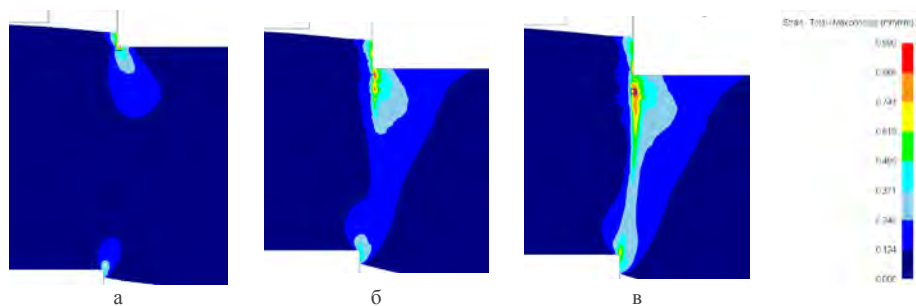


Рисунок 6 – Максимальные главные деформации: а – 0,1S; б – 0,19S; в – 0,23S

Анализ напряженно-деформированного состояния материала в зоне реза был осуществлен для четырех стадий процесса (рисунок 7). Уровни выбора данных расположены с шагом 0,1S для области исследования равной толщине материала (S) (рисунок 8). На рисунке 9 показан механизм выборки данных в программе DEFORM-2D для тридцати точек каждого уровня в соответствии с положением заготовки и инструмента в момент нахождения в точке T1.

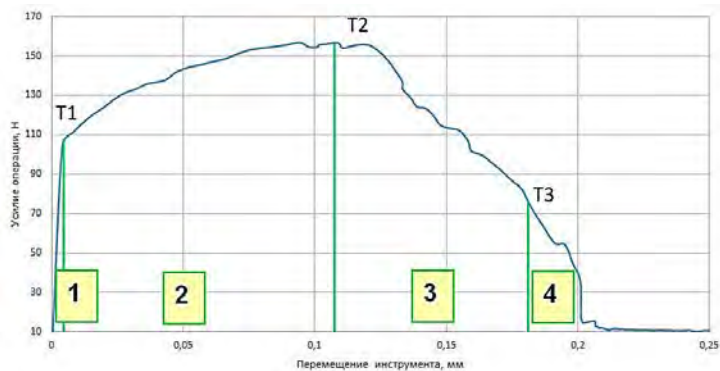


Рисунок 7 - Анализ напряженно-деформированного состояния материала в зоне реза для четырех стадий процесса:

- 1 – упругая деформация, 2 – упруго-пластичная деформация,
- 3 – упруго-пластичная стадия и начало разрушения,
- 4 – распространение трещины, ведущее к разрушению

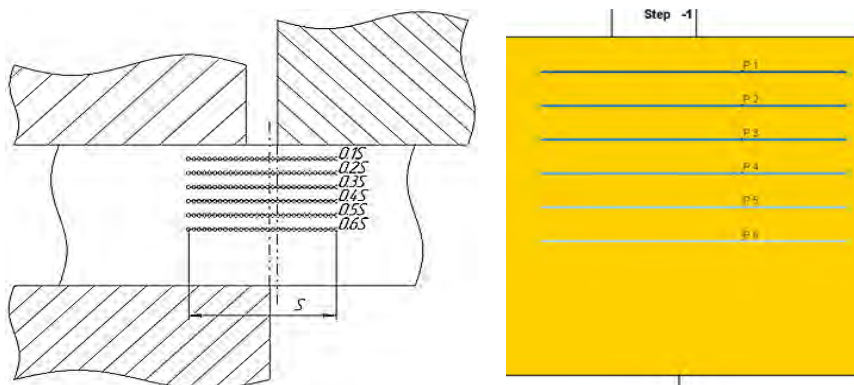


Рисунок 8 - Уровни анализа напряженно-деформированного состояния материала в зоне реза

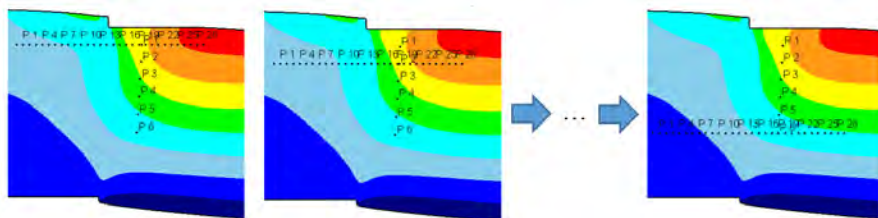


Рисунок 9 – Механизм выборки данных в DEFORM-2D

Полученные данные, представленные в виде графиков, позволили выполнить описание напряженно-деформированного состояния в зоне реза материала. Анализ максимальных главных напряжений в точке T1 показал, что наибольшее значение напряжения наблюдается под прижимом ввиду изгиба материала заготовки (рисунок 10). В точке T2 градиент напряжений максимален в зазоре между инструментом. Для стадии процесса в точке T3 наблюдается увеличение напряжений в зазоре для материала со стороны секции низа и падение напряжений, соответствующих началу разрушения материала от режущей кромки секции верха.

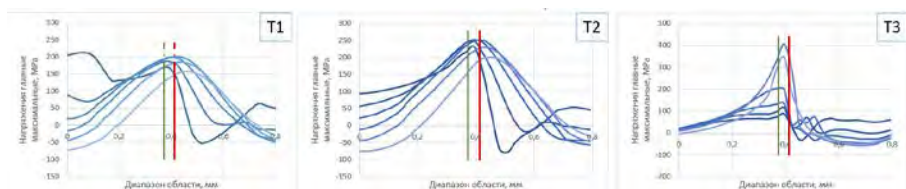


Рисунок 10 – Максимальные главные напряжения

Анализ максимальных главных деформаций показал, что во всех трех точках происходит рост градиента главных деформаций в направлении распространения трещины (рисунок 11). Точки перегиба кривых графика в момент времени T3 расположены со смещением относительно зазора под секцией верха, что характеризует перемещение одной части заготовки относительно другой под действием подвижного инструмента.

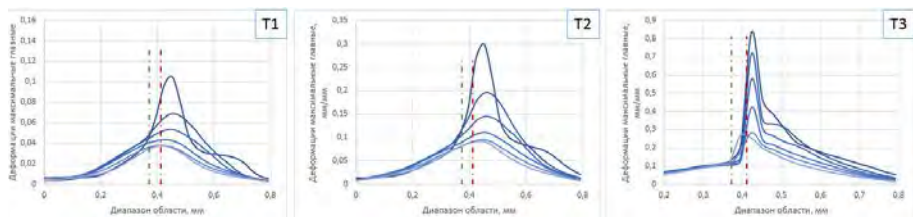


Рисунок 11 - Максимальные главные деформации

Скорость деформации также максимальна для участков заготовки под секцией верха (рисунок 12). В точке T3 показано значительное увеличение скорости деформации, относящееся к формированию условий в материале для его разрушения, а также падение скорости для участков вблизи режущей кромки секции верха, в которых уже получила развитие трещина.

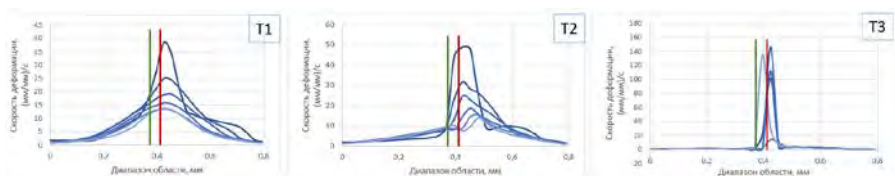


Рисунок 12 - Скорость деформации

Величина напряжений у режущей кромки секции верха увеличивается быстрее, чем у режущей кромки секции низа, что предопределяет неодновременность возникновения скалывающих трещин у режущих кромок инструмента. Благодаря концентрации напряжений в устье трещины, последняя быстро развивается в толщину заготовки и при встрече трещин, идущих от режущих кромок навстречу друг другу, процесс разделения заготовки заканчивается (рисунок 13). Критерием разрушения материала в устье трещины выступает критерий разрушения Кокрофта-Лантама (рисунок 13, а). В соответствии с результатами, представленными на рисунке 13 (б), найдено подтверждение гипотезы о направлении распространения трещины, которое связано с действием максимальных главных напряжений, что также подтверждается результатами работ [1, 3].

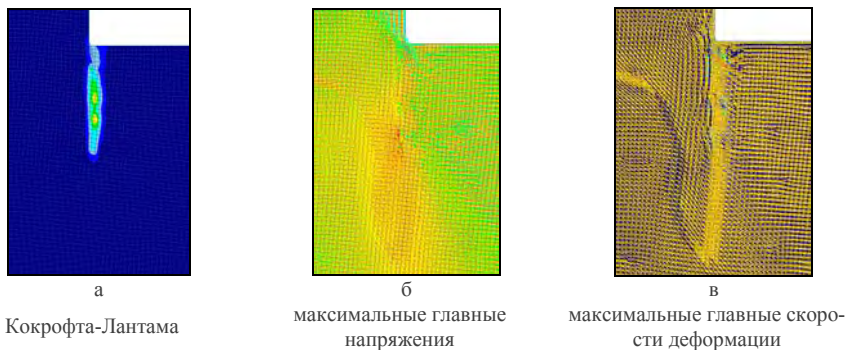


Рисунок 13 – Критерии разрушения

Направление развития трещины зависит от величины зазора. При зазорах 0,03 и 0,06 мм траектория вначале имеет дугообразный характер, а при величине зазора 0,04 мм развитие трещины проходит по прямолинейной траектории. Таким образом, при величине зазора 0,04 мм наблюдается точное совпадение скалывающих трещин, идущих от режущих кромок.

Зазор будет оптимален, когда направление распространения трещины совпадает с направлением, соединяющим режущие кромки на пуансоне и матрице (диагональная линия) [3]: $\alpha = \phi$, где α – угол распространения трещины, ϕ – угол наклона отрезка, соединяющего кромки режущего инструмента в момент зарождения трещины (рисунок 14). Точное совпадение трещин, идущих от режущих кромок позволяет получить качественную поверхность реза.

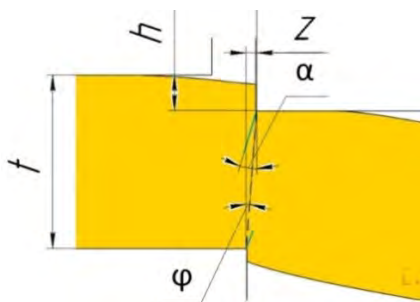


Рисунок 14 - Направление распространения трещины

Значения углов α и ϕ были рассчитаны для различных зазоров с использованием результатов конечно-элементного анализа (рисунок 15). Оптимальный зазор для значений параметров, используемых в этой работе, составляет 5% от толщины материала, что согласуется с производственными результатами. Полученные значения углов в целом соответствуют интервалу значений углов распространения трещины, представленные в работе [2].

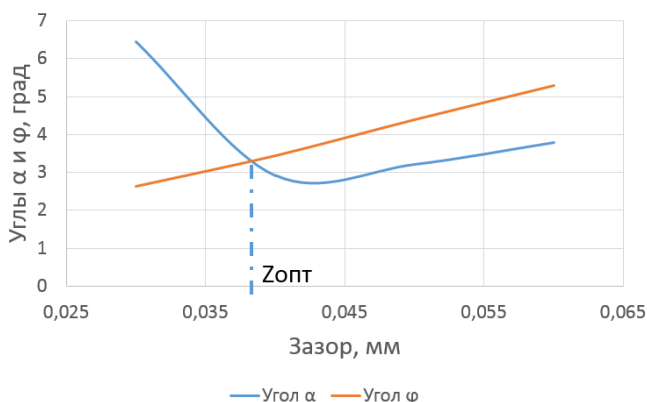


Рисунок 15 - Значения углов α и ϕ для различных зазоров с использованием результатов конечно-элементного анализа

Численный анализ 2D-операции резки и сопряженной задачи с учетом деформирования инструмента позволил установить степень влияния усилия деформирования и прижима на величины упругой деформации ножей и значение зазора (рисунок 16-17). Заметим, что установленное значение распирающего усилия соответствует расчетному интервалу, согласно которому величина горизонтальной силы составляет от 10 до 30% от максимального усилия раздельной операции [4].

Совместное влияние упругих деформаций верхнего и нижнего ножа приводит к изменению величины зазора в пределах его допуска. Величина смещения под действием упругих сил составляет от 20,2 до 32,8 % допуска на величину зазора, под влиянием прижима – от 3,3 до 4,3 %.

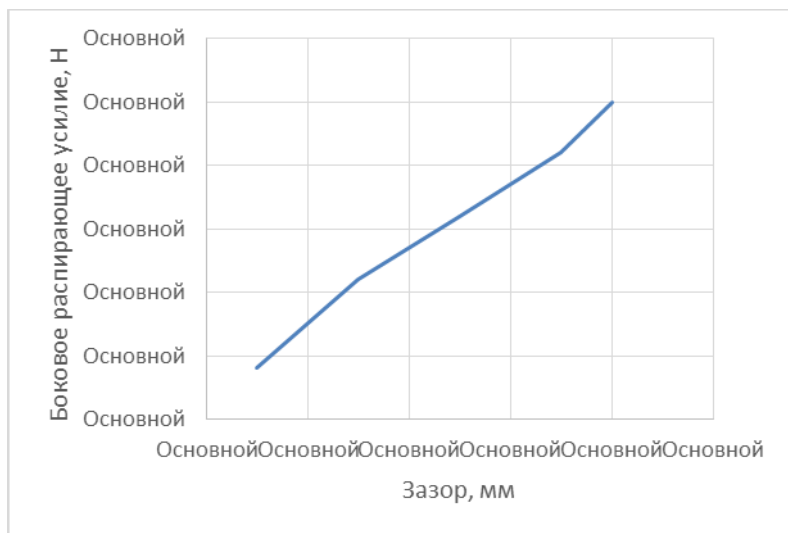


Рисунок 16 - Зависимость величины бокового распирающего усилия от величины зазора

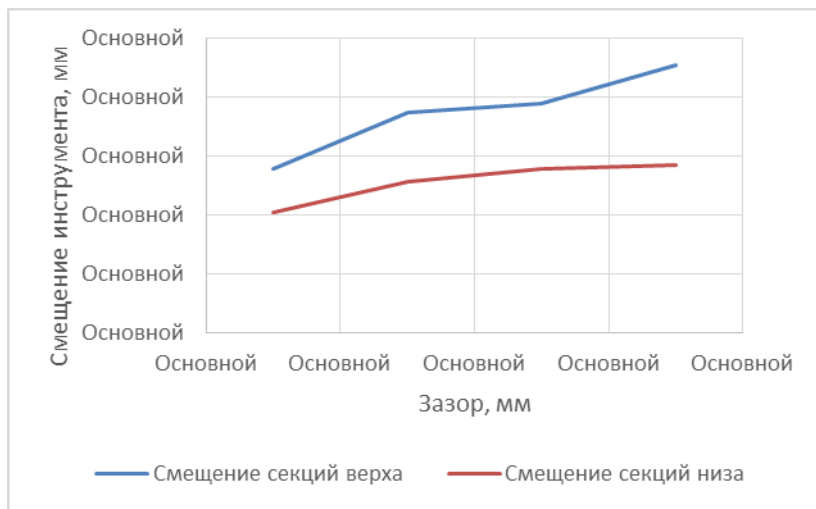


Рисунок 17 – График зависимости величины смещения режущего инструмента от величины зазора под действием распирающих сил

Полученные результаты показали, что значительное влияние на колебания величины зазора между режущим инструментом оказывает действие бокового распирающего усилия на секцию верха ввиду большей площади контакта материала заготовки и инструмента. Значение горизонтального смещения секции верха на 14 % выше, чем величина смещения секции низа.

С целью изучения влияния зазоров и жесткости системы заготовка-инструмент-штамп-пресс был проведен конечно-элементный анализ конструкции последовательного разделительного штампа в программе NX Advanced Simulation с использованием решателя NX NASTRAN. Тип анализа - структурный (Linear Statics - Global Constraints). Число конечных элементов модели 668199 (рисунок 18). Типы конечно-элементной сетки: гексаэдральная и тетраэдральная. Общее число нагрузок - 28: боковое распирающее усилие (14), усилие резки (14). Число пар контактов - 33. Количество ограничений - 2.

Исследование показало, что действие горизонтальных распирающих сил приводит к выборке зазора в направляющих элементах, что ведет к их повышенному износу и нарушению точности движения верхней половины штампа относительно нижней (рисунок 19). Максимальное смещение направляющей колонки составило 0,024 мм (рисунок 20). Анализ смещений, напряжений и контактного давления в колонке направляющей показал несимметричное распределение полей данных параметров, что отражает сложный характер направления сил, действующих в штампе. Максимальное напряжение, действующее в колонке, составляет 0,5 от предела текучести материала, что подтверждает данные о повышенном износе детали.

Анализ напряженного состояния угловых направляющих зон штампа на основе численного расчета позволяет выполнить оценку жесткости конструкции и при необходимости внести в нее изменения (рисунок 19).

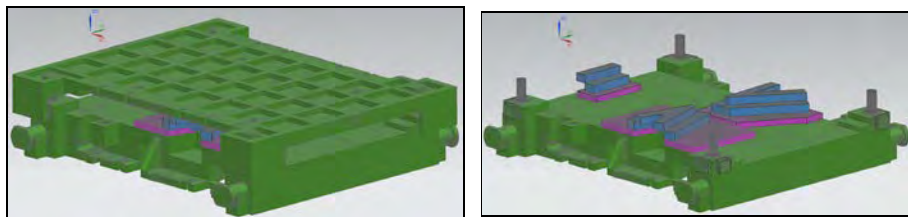


Рисунок 18 – Конечно-элементная модель последовательного разделительного штампа

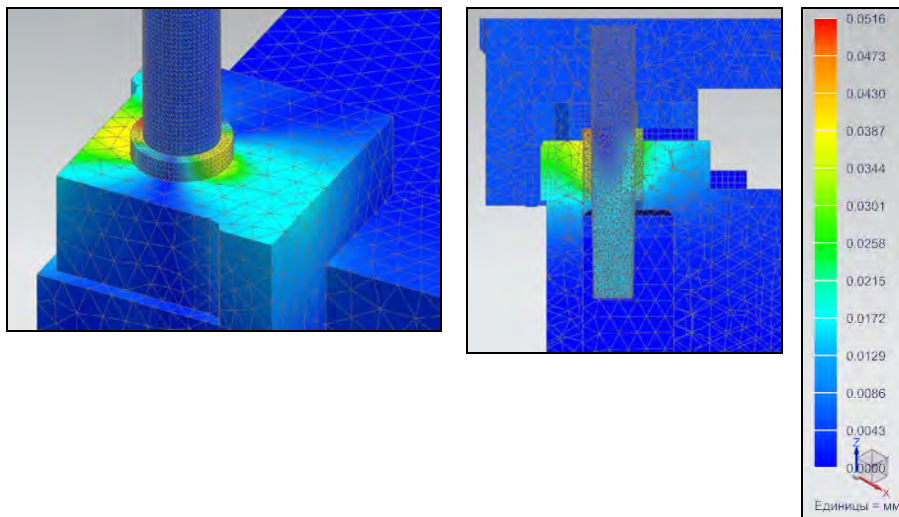


Рисунок 19 - Анализ смещений в конструкции штампа

Таким образом, в результате исследования процесса резки тонколистового материала в NX Advanced Simulation на основе численного анализа разработана методика определения оптимальных зазоров в системе заготовка-инструмент-штамп. Показано влияние направлений приложенных сил, а также формы и размеров плит штампа на характер смещений в его конструкции. Рекомендуется при определении центра давления штампа учитывать условия смещений в штампе, полученные в результате CAE-анализа, а также суммарную составляющую сил, действующую в конструкции.

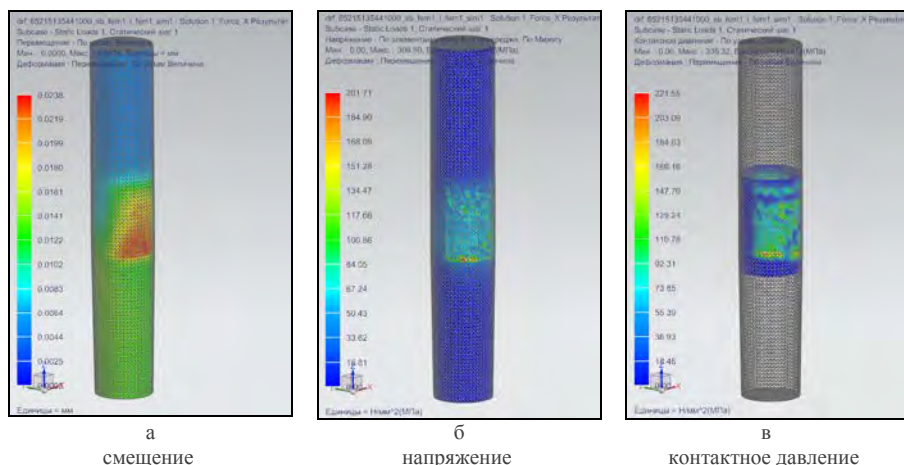


Рисунок 20 – Анализ смещений в направляющей колонке

Анализ в Deform-2D показал, что упругое смещение рабочего инструмента не выходит за границы допуска технологического зазора. Установлены величины упругих деформаций инструмента, возникающие в процессе разделительной операции тонколистового материала. Выявлено, что упругое горизонтальное смещение на верхнем ноже больше, чем на нижнем ноже на 14%. Описан механизм вязкого разрушения для разделительных операций на основе критерия Кокрофта-Лантама. Нашло подтверждение гипотезы о направлении распространения трещины, которое связано с действием максимальных главных напряжений. По результатам численных экспериментов в Deform-2D определены границы оптимального технологического зазора, показано, что для рулонной холоднокатаной стали 08Ю толщиной 0,8 мм значение оптимального наклона трещины составляет 5° . Представленная методика позволяет прогнозировать качество профиля реза крупногабаритных листовых заготовок путем рационального выбора зазора и показателей системы заготовка-инструмент-штамп.

Список литературы:

1. *Михаленко, Ф.П.* Стойкость разделительных штампов / Ф.П. Михаленко. – М.: Машиностроение, 1976. - 208с.
2. *Попов Е. А.* Технология и автоматизация листовой штамповки: учеб. для вузов / Е. А. Попов, В. Г. Ковалев, И. Н. Шубин. - Изд. 2-е, стер.; Гриф МО. - Москва: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2003. - 479 с.
3. *Quazi, T. Z.* An Overview of Clearance Optimization in Sheet Metal Blanking Process / T. Z. Quazi, R.S.Shaikh // International Journal of Modern Engineering Research (IJMER). – 2012. - № 2. С. 4547 – 4558.
4. Справочник по холодной штамповке / под ред. В.П. Романовского. - Л.: Машиностроение, 1979. - 520 с.

СОЗДАНИЕ И ВЕРИФИКАЦИЯ КОМПЬЮТЕРНОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ШТАМПОВКИ НА ПАРОВОЗДУШНОМ МОЛОТЕ

Смирнов М.О.¹, Чижики Т.А.¹
Золотов А.М.², Мишин В.В.², Шишов И.А.²

¹ ПАО «Силовые машины», г. Санкт-Петербург, Россия
² ФГАОУ ВО СПбПУ Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Россия

Молоты – распространенный в промышленности класс кузнечно-штамповочных машин. Это связано с их универсальностью и производительностью. Молоты классифицируют по технологическому назначению, типу действия привода и конструктивному исполнению. В данной работе рассматривается шаботный паровоздушный штамповочный молот.

Процесс молотовой штамповки представляет собой перераспределение металла заготовки в полости штампа путем многократного ударного воздействия на нее со стороны падающих частей молота. Для корректного и точного моделирования штамповки на молоте необходимо иметь основные параметры процесса – жесткость молота, коэффициент полезного действия удара молота, за-

висимости сопротивления деформации для определенного диапазона температур, коэффициенты теплопередачи в инструмент и окружающую среду.

Основной характеристикой является энергия удара молота, другими словами - кинетическая энергия падающих частей (эффективная энергия молота). Часть этой энергии переходит в полезную работу деформирования и расходуется на формообразование поковки, а часть расходуется на трение, упругую деформацию штампа, станины и шабота молота.

Величину кинетической энергии, которая переходит в полезную работу пластической деформации (КПД молота) необходимо определять при помощи настройки на реальный процесс штамповки детали. Калибровка происходит по формообразованию и величине недоштамповки изделия.

Задача, которая послужила необходимостью калибровки математической модели молота – это оценка возможности изготовления особо крупной штампованной заготовки на имеющемся оборудовании.

Правильная настройка позволяет провести точное моделирование технологического процесса штамповки. По его результатам можно определить, хватает ли мощности оборудования для штамповки крупной детали, а также, количество нагревов поковки, которые необходимы для придания ей окончательного формообразования.

Целью работы является настройка математической модели процесса штамповки на паровоздушном молоте для достижения максимальной сходимости математического моделирования с реальным процессом обработки давлением.

Для правильной калибровки процесса необходимо иметь: реологические свойства стали, коэффициенты теплопередачи в окружающую среду и инструмент, коэффициент полезного действия молота.

Методика и проведение эксперимента

Для исследования реологических свойств стали 15X11МФ-Ш проводили высокотемпературные испытания на сжатие с использованием модуля *Pocket Jaw* комплекса *Gleeble-3800* (рис. 1) по стандартной методике – нагрев, выдержка, деформация, охлаждение.



Рисунок 1 – Внешний вид комплекса *Gleeble-3800*

Схема проведения экспериментов по исследованию реологических свойств – зависимости сопротивления деформации стали от температуры, степени и скорости деформации представлена на рис. 2. Образцы для испытаний отбирались от поковки под штамповку.

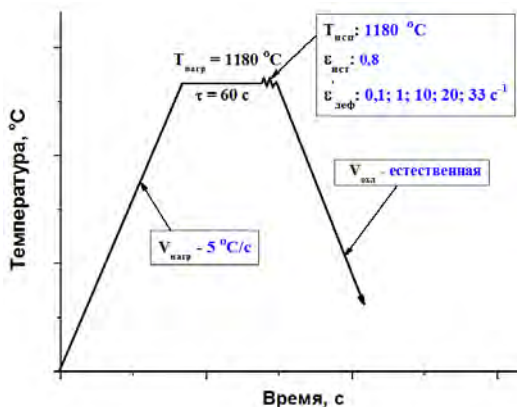


Рисунок 2 – Схема проведения эксперимента по исследованию реологических свойств

Для определения реологических свойств исследуемой стали при $T_{\text{исп}}=1180\text{ }^{\circ}\text{C}$ образцы нагревали со скоростью $5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$ до температуры $1180\text{ }^{\circ}\text{C}$, выдерживали при этой температуре в течение 60 с для гомогенизации состава, далее проводили испытание на сжатие со степенью деформации $0,8$ при различных скоростях деформации $0,1; 1; 10; 20; 33\text{ с}^{-1}$ (рис. 2).

Деформацию сжатием выполняли до логарифмической истинной деформации $\varepsilon_{\text{ист}} = 0,8$, что соответствует «инженерной» деформации

$$\varepsilon_{\text{учл}} = \frac{\Delta h}{h} = 0,55.$$

Полученные реологические свойства стали 15X11МФШ были экстраполированы до больших степеней деформации и интегрированы в программу *Deform-3D*. Пример интеграции реологических свойств исследуемой стали представлен на рис. 3.

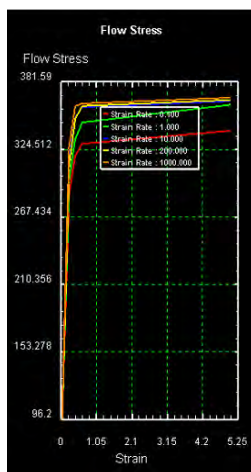


Рисунок 3 – Кривые пластического течения при $T=800^{\circ}\text{C}$

Значения коэффициентов эффективности удара молота (КПД), коэффициента теплопередачи в окружающую среду ($C_{\text{ср}}$), а также коэффициента теплопередачи в инструмент при штамповке ($C_{\text{и}}$) были определены исходя из данных реального процесса штамповки турбинной лопатки.

На рис. 4 представлена созданная компьютерная модель штамповки поковки турбинной лопатки. Геометрические образы заготовки и инструментов были построены в системе автоматизации проектирования *Unigraphics NX* с учетом всех технологических и конструктивных элементов [Семенов, 1986; Бабенко, Бойцов, Волик, 1982]. *Unigraphics NX* имеет широкий набор инструментальных средств для создания изделий любой степени сложности [Гончаров, 2010]

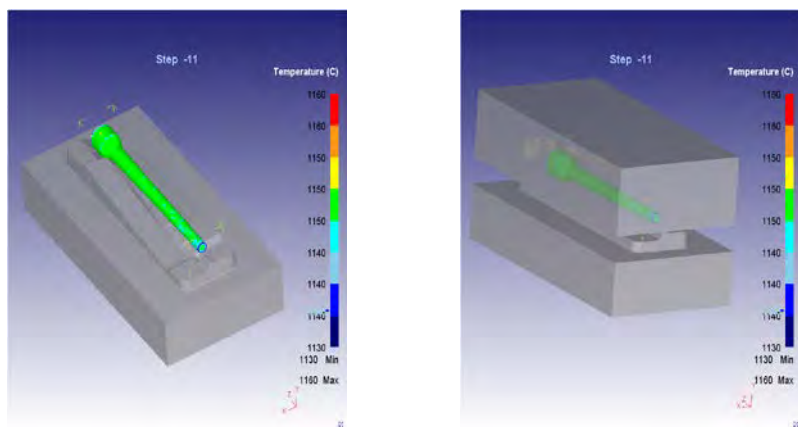


Рисунок 4 – Компьютерная модель процесса штамповки поковки лопатки

При моделировании деформируемую заготовку считали жесткопластической средой с упрочнением. Модель среды инструментов - жесткая. Реологические свойства заготовки были заданы исходя из выполненных испытаний на комплексе *Gleeble-3800*. При решении температурной задачи теплофизические свойства заготовки были заданы согласно справочным данным [Сорокин, Волосникова, Вяткин, 1989; Масленков, 1983; Нермарк, 1976].

Исходя из того, что процесс штамповки характеризуется высокими значениями контактных напряжений, был выбран закон трения по Зибелю. Значения показателя трения на границе между заготовкой и инструментом принимали равным 0,7.

Количество элементов для заготовки при решении данной задачи на первых этапах - 150000, на заключительных этапах штамповки - 250000.

Моделирование штамповки производили при помощи специального модуля многопроходных операций.

В ходе верификации построенной компьютерной модели процесса штамповки были определены значения калибровочных параметров модели: коэффициента эффективности удара (КПД), коэффициента теплопередачи в окружающую среду (C_{cp}), а также коэффициента теплопередачи в инструмент при штамповке ($C_{и}$). Коэффициенты подбирались таким образом, чтобы обеспечить максимальное сходство контролируемых параметров при моделировании и реальном процессе.

Для определения коэффициента теплопередачи в окружающую среду (C_{cp}) в условиях производства были выполнены замеры температуры при транспортировке заготовки от печи до молота при помощи пирометра СТ laser 3МН с лазерным наведением фирмы *Optris* (рис. 5). Кроме этого были выполнены замеры температур непосредственно в процессе штамповки.



Рисунок 5 – Фотография поковки под штамповку в процессе транспортировки от печи

Предварительно пирометр был откалиброван в лабораторных условиях по исследуемой марке стали на нужный коэффициент излучения, равный: $\epsilon = 0,75$ - для стадий штамповки; $\epsilon = 0,6$ - для стадий транспортировки при наличии печной окалины.

Калибровку пирометра осуществляли по показаниям термопары, находящейся в печном пространстве лабораторной печи в момент выдачи заготовки (диаметр заготовки 40 мм, высота заготовки 50 мм). Коэффициент излучения подбирали таким образом, чтобы обеспечить совпадение температуры нагрева заготовки в печи и температуры, фиксируемой пирометром непосредственно в момент выдачи. Пример замеров температуры при охлаждении заготовки от $T=1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ (при малом слое окалины) представлены на рис. 6.

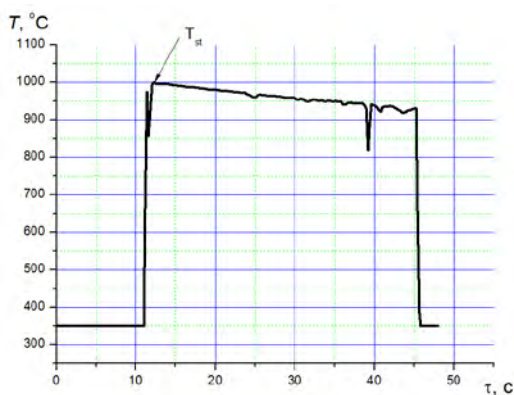


Рисунок 6 – Зависимость изменения температуры заготовки от времени охлаждения при охлаждении в лабораторных условиях от $T=1000^{\circ}\text{C}$

Исходя из замеров температур при транспортировке заготовки в условиях реального процесса (рис. 7) был определен коэффициент теплопередачи в окружающую среду для стадии транспортировки $C_{\text{ср}} = 130 \frac{\text{Вт}}{\text{К}\cdot\text{м}^2}$. Как видно из рис. 7 и 8 расчетные и экспериментальные значения поверхностной температуры заготовки хорошо согласуются.

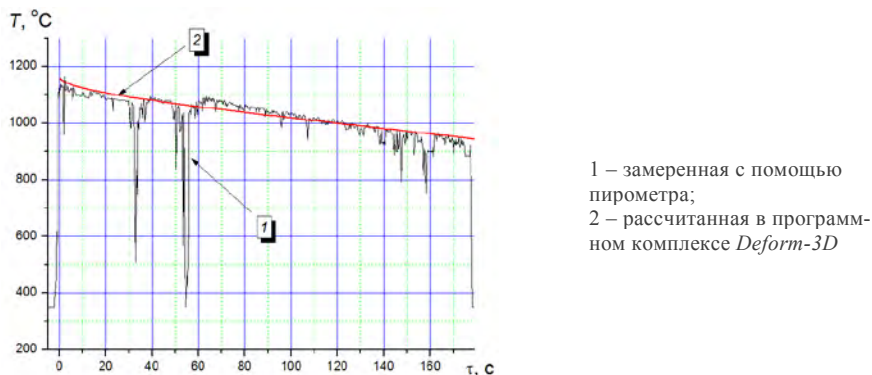


Рисунок 7 – Зависимость изменения температур поверхности заготовки для стадии транспортировки от печи до молота

Расчеты полей температур после транспортировки, выполненные с указанным коэффициентом в пакете *Deform-3D*, представлены на рис. 8.

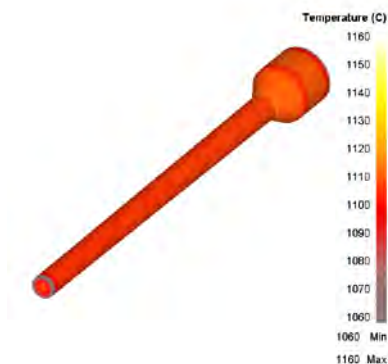


Рисунок 8 – Поля температур в заготовке после транспортировки к молоту (время транспортировки 20 с)

Данный коэффициент справедлив только для случая транспортировки при наличии печной окалины, которая уменьшает теплоотдачу в окружающую среду. По результатам измерения температуры заготовки непосредственно при штамповке было установлено, что для пауз между ударами следует использовать коэффициент теплопередачи в окружающую среду

$C_{cp} = 520 \frac{\text{Вт}}{\text{К}\cdot\text{м}^2}$. Увеличение данного коэффициента обусловлено как менее интенсивным окалинообразованием в паузах между ударами, так и дополнительным охлаждением за счет вентилятора, установленного перед молотом.

Коэффициент теплопередачи в инструмент ($C_{и}$) принимали в расчетах на основании ранее выполненных работ, а также согласно литературным данным [Радкевич, Мамутов, 2013]. При расчетах предварительной штамповки коэффициент теплопередачи составлял $C_{и} = 20000 \frac{\text{Вт}}{\text{К}\cdot\text{м}^2}$, при расчетах для окончательной штамповки, когда происходит значительный рост контактных напряжений, коэффициент теплопередачи составлял $C_{cp} = 30000 \frac{\text{Вт}}{\text{К}\cdot\text{м}^2}$.

Согласно производственным данным количество ударов, производимых оператором - 6. Средняя пауза между ударами - 2 с. Результаты определения КПД молота для случая штамповки турбинной лопатки с представлены в табл. 1. В табл. 1 также представлены принятые коэффициенты теплопередачи в инструмент ($C_{и}$) и окружающую среду (C_{cp}).

При моделировании энергию удара молота принимали равной 730 кДж. Учитывали номинальную массу падающих частей избыточную массу штампов.

Таблица 1 - Результаты определения КПД молота, а также коэффициенты теплопередачи при штамповке

Номер удара	Энергия удара, КДж	КПД при ударе	Время паузы м/у ударами, с	$C_{cp}, \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\cdot\text{К}}$	$C_{и}, \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2\cdot\text{К}}$
1	730	0,4	2	520	20000
2	730	0,6	2	520	20000
3	730	0,6	2	520	20000
4	730	0,6	2	520	20000
5	730	0,6	2	520	20000
6	730	0,6	2	520	20000

На рис. 9 представлены результаты моделирования в виде полей температур, а также формообразование заготовки на различных стадиях процесса.

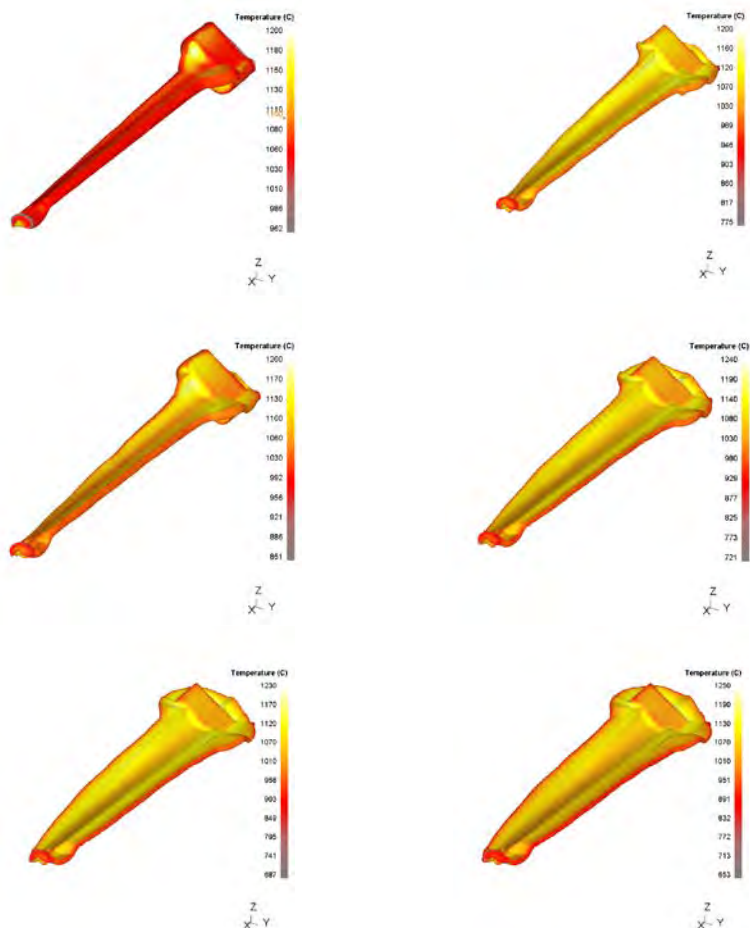


Рисунок 9 – Формообразование заготовки и поля распределения температур на различных стадиях процесса

На рис. 10 представлены результаты сравнения картины распределения температур и полученной формы заготовки при моделировании и реальном процессе окончательного этапа штамповки.

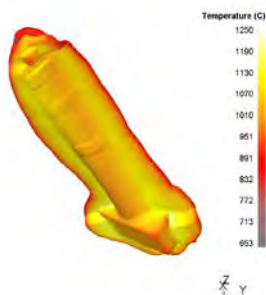


Рисунок 10 – Результаты сравнения формообразования и полей температур при моделировании (а) и реальном процессе (б)

Следует отметить, что в процессе моделирования крайне важно контролировать объем деформируемой заготовки, т.к. в процессе перестроения сетки конечных элементов к финальной стадии он может значительно уменьшиться, что приведет к некорректным результатам расчетов. Пример некорректно решенной задачи с уменьшающимся в процессе моделирования объемом заготовки представлен на рис. 11. Из рисунка 11 видно, что объем заготовки значительно уменьшился, хотя визуально это сложно определить.

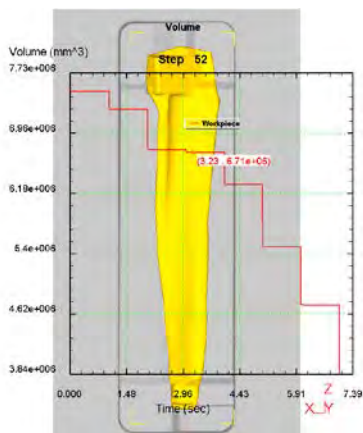


Рисунок 11 – Пример некорректно решенной задачи штамповки с уменьшающимся объемом заготовки

В результате был подобран необходимый коэффициент, позволяющий стабилизировать объем заготовки в процессе моделирования.

Выводы

Выводы исходя из цели работы.

1. Создана и верифицирована математическая модель паровоздушного молота.
2. Проведены испытания для построения кривых сопротивления деформации стали 15Х11МФ-Ш
3. Определены коэффициенты теплопередачи заготовки в окружающую среду и инструмент на различных стадиях процесса.
4. Получены значения КПД паровоздушного молота.

В результате работы создана и верифицирована модель паровоздушного молота, необходимая для разработки модели штамповки особо крупной поковки турбинной лопатки и определения технологических режимов процесса. Хорошее совпадение расчетных параметров температурного поля и формообразования заготовки с фактическими позволяет судить о достаточной точности разработанной модели молота.

Список литературы:

1. *Е. И. Семенов.* Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х т. М.: Машиностроение, 1986. — Т. 2. Горячая штамповка/Под ред. Е. И. Семенова, 1986. – 592 с.
2. *В.А. Бабенко, В.В. Бойцов, Ю.П. Волик.* Объемная штамповка. Атлас схем и типовых конструкций штампов, Уч. Пособие для машиностроительных вузов – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1982. – 104 с.
3. *П.С. Гончаров и др.* NX для конструктора-машиностроителя. – М.: ДМК Пресс, 2010. – 504 с.

4. *В.Г. Сорокин, А.В. Волосникова, С.А. Вяткин и др.* Марочник сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1989. – 640 с.
5. *С.Б. Масленков* Жаропрочные стали и сплавы. Справочное издание. – М.: Металлургия, 1983. 192 с.
6. *В.Е. Нермарк.* Справочник. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике. М.: Энергомашиностроение, 1976, 240 с.
7. *М.М. Радкевич, В.С. Мамутов, Д.Ю. Фомин.* Конечно-элементное моделирование формоизменения стальной заготовки при штамповке поковок удлиненной формы в открытых штампах на КГШП // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. 3(178). 2013