



Министерство образования
Республики Беларусь

БЕЛОРУССКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ



Машиностроительный факультет

НИРС МСФ-2022

Сборник материалов

78-й студенческой научно-технической
конференции

Секция «Металлорежущие станки и инструменты»

Электронное издание

Минск 2022

УДК 621.91.
ББК 34.4.я43
Н68

Редколлегия:

О.К. Яцкевич, А.В. Ажар, Т.В. Василенко, А.А. Данилов,
В.А. Данилов, С.С. Довнар, Л.А. Колесников, Е.А. Маркова,
А.Д. Пенкина, А.М. Якимович

Составитель:

Л.А. Колесников

В сборник включены материалы докладов 78-й студенческой научно-технической конференции (секция «Металлорежущие станки и инструменты»).

Белорусский национальный технический университет
Машиностроительный факультет
Кафедра «Технологическое оборудование»
Пр-т Независимости, 65, уч. корп. 6,
г. Минск, Республика Беларусь
E-mail: mstools@bntu.by
<http://www.bntu.by/mstools.html>

БНТУ, 2022

Содержание

МКЭ-оценка равномерности распределения напряжений в бионической башне маяка Эдистон Студенты гр.10305220 Громоковский Д., Гривусевич Е.	4
САЕ-моделирование колонно-винтовых систем на примере Пизанской башни. Серия «МКЭ для Пизы». Часть А. Студенты гр.10305220 Шведова Д.Н., Роденя А.В.	14
САЕ-моделирование колонно-винтовых систем на примере Пизанской башни. Серия «МКЭ для Пизы». Часть В. Студенты гр.10305220 Шведова Д.Н., Роденя А.В.	21
САЕ-моделирование колонно-винтовых систем на примере Пизанской башни. Серия «МКЭ для Пизы». Часть С. Студенты гр.10305220 Шведова Д.Н., Роденя А.В.	28
Синтез и реализация схемы обработки круговой винтовой поверхности на токарно-затыловочном станке Студент гр.10305219 Дорошкевич Е.Г.	36
Кинематическая структура станка для обработки круговых винтовых поверхностей вращающимся инструментом Студент гр.10305219 Дударчик Д.С.	42
Схемы обработки кулачковых муфт по методу непрерывного деления Студент гр. 10305219 Дулуб А.Д.	46
Исследование и реализация схемы полигонального точения многогранных поверхностей резанием Студент гр.10305219 Кустов С.В.	52
Моделирование траектории движения формообразования при обработке пазов на торце кольцевой детали методом непрерывного деления Магистрант Наранович В.Ф.	58
Анализ конструкции торцевой фрезы с усовершенствованным корпусом Студент гр.10305218 Шпакевич Д.А.	64

УДК 621.9.011

МКЭ-ОЦЕНКА РАВНОМЕРНОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В БИОНИЧЕСКОЙ БАШНЕ МАЯКА ЭДИСТОН

Студенты гр.10305220 Громоковский Д., Гривусевич Е.

Научные руководители – Довнар С.С., Лапука А.Д.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Исследование посвящено моделированию несущей системы маяка Эдистон (*Eddystone lighthouse*; рисунок 1), стоящего уединенно в море и отмечающего группу опасных скал в районе английского порта Плимут. Ныне работающий (с 1882 г.) маяк является 4-ым маяком на этом месте. Третий маяк (1759 г, маяк Смитона – *John Smeaton*) и четвертый маяк (1882 г., маяк Дугласа – *James Douglass*) построены по общей инженерной идее [1, 2]. Они копируют форму ствола дуба. Маяк Эдистон в указанных модификациях послужил образцом для множества маяков в мире. Это один из первых удачных бионических объектов в современной технике.

Прочность башни маяка проверена временем и не вызывает сомнений. Это эффективное инженерное решение. Его стоит подвергнуть МКЭ-анализу для понимания достоинств несущей системы. По историческому рисунку (рисунок 1, а) была построена 3D-модель маяка (рисунок 1, б), состоящая из системы солидов. В модели маяк разделен вертикальными плоскостями на четверти. Солиды импортированы из САD-модуля в САЕ-модуль для МКЭ-анализа (рисунок 1, в).

Модель маяка включает (рисунок 1, в) скалу 1 (гнейс), гранитный базис (маркеры 2а – 2б), водобойную кольцевую ступеньку 3, ствол 4, фонарь 5 и крышу фонаря 6. Маяк имеет высоту 49 м при диаметре базиса 13,4 м [3, 4]. Часть маяка от ступеньки 3 до фонаря 5 будем называть бионической башней ББ. Именно эта структура (между маркерами *BB-b* и *BB-t* на рисунок 1, б) профилирована в виде ствола дуба. Диаметр ББ уменьшается снизу вверх от 10,8 до 7 м. Высота ББ равна 41,5 м. Толщина её стены внизу составляет ~2,6 м на уровне входа (маркер *BB-e* на

рисунок 1, в). Внутри башни – цилиндрическая полость почти постоянного диаметра для 9 уровней помещений и водяного бака внизу.

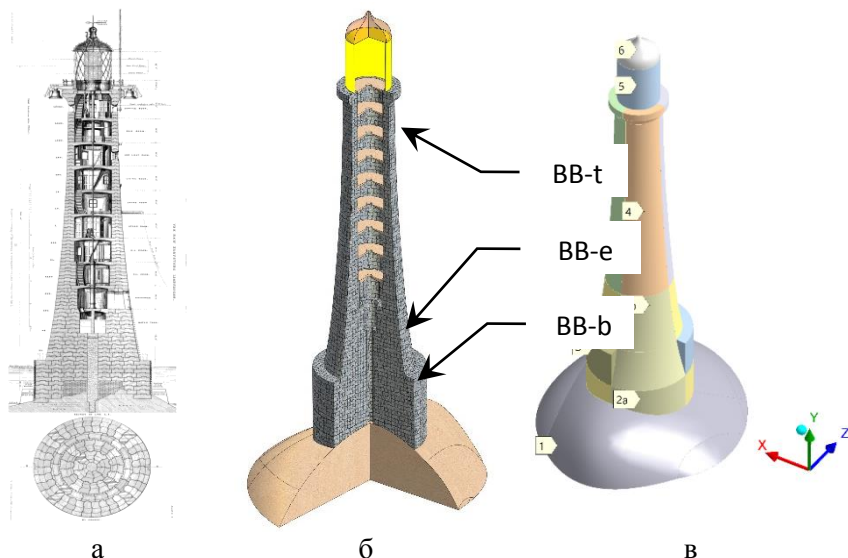


Рисунок 1 – Маяк Эдистон на историческом рисунке (а), в виде 3D-модели в САD-модуле (б) и как система солидов в САЕ-модуле (в). *BB-b* и *BB-t* – низ и верх бионической башни ББ; *BB-e* – уровень входного проема

Интервал от *BB-b* до *BB-e* будем называть основанием бионической башни (ОББ). Ожидается, что это самый ответственный по прочности участок ББ. Башня сложена из более чем 2000 гранитных блоков, зацепленных друг с другом «ласточкиными хвостами». Щели пролиты строительным раствором. Сооружение можно считать монолитным и изотропным.

Маяк сложен из двух сортов гранита (рисунок 2, а) [4]. Гранит ствола (*granite A*) происходит из месторождения *De Lank* (таблица 1) и относительно податлив. Гранит базиса (*granite B*) взят из месторождения *Dalbeattie* и имеет весьма высокий модуль упругости.

Обратим внимание, что на рисунке 2, а показан главный резонанс маяка, воспроизведенный с помощью МКЭ. Частота изгибной резонансной моды по расчету составила 4,57 Гц. Натурные измерения дают частоту 4,36 Гц [3, 4]. Совпадение удовлетворительное. Геометрия маяка и свойства материалов воспроизведены в МКЭ-модели с приемлемой точностью.

Таблица 1. Механические свойства материалов для МКЭ-модели

Материал	Модуль упругости E , ГПа	Удельная плотность ρ , кг/м ³	Прочность на сжатие, МПа
Гранит А (<i>granite A</i>)	32,3	2644	219
Гранит В (<i>granite B</i>)	41,1	2670	147
Скала из гнейса (<i>rock</i>)	30	2300	>41
Сталь (<i>steel</i>)	210	7850	>250

Сетки конечных элементов представлены на рисунок 2, б. Каждому солиду соответствует своя сетка. Солиды базиса и ствола объединены в особую расчетную систему – деталь (part). Их сетки связаны друг с другом полностью жестко и непрерывно. Деталь «водобойная ступенька» соединена с базисом уже через контактную пару в статусе *bonded*. Также через контактную пару маяк сцеплен со скалой.

Во всех МКЭ-расчетах скала была жестко закреплена снизу (*support* на рисунок 2, в). На модель прилагалась сила тяжести «G» (желтая стрелка), а также давление на группу поверхностей «pA» (выше маркера 1) и «pB» (от 1 ниже вплоть до скалы). Применялись два уровня давления. Ураганному ветру приписывалось давление $p_{wind} = 600$ Па. Штормовому напору морской воды было установлено давление $p_{water} = 6000$ Па.

Обратим внимание на пятно 2 (рисунок 2, в). Это место приложения ударной нагрузки при разбивании волны о ББ [4]. Для маяка Эдистон сила удара волны определена [4] и составляет $F_{impact} = 4400$ кН. Эта весьма существенная нагрузка моделируется квазистатически.

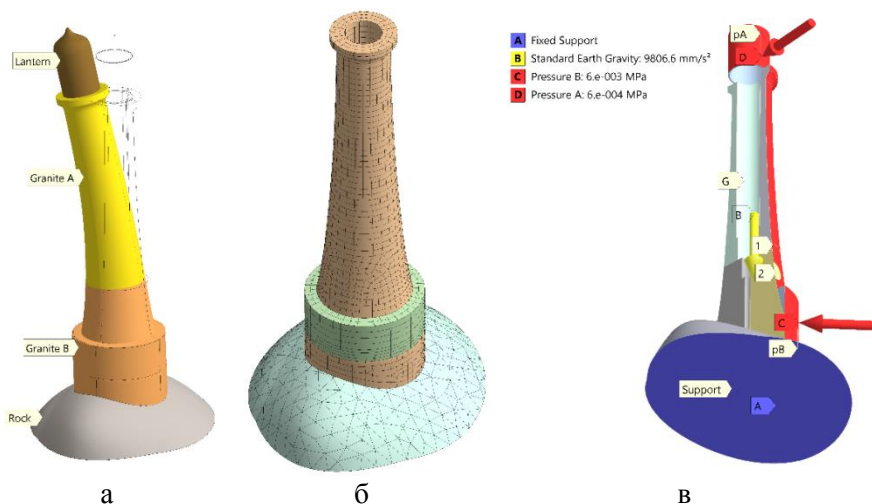


Рисунок 2 – Колебания маяка (4,57 Гц) на первой резонансной моде (а), сетка конечных элементов (б) и граничные условия для модели на виде снизу (в)

Выполненные варианты нагружения поясняет рисунок 3. На рисунок 3, а действует ветровая нагрузка p_{wind} на площади pA , а также сила удара волны F_{impact} . Этот случай обозначим как « $pA_{wind} + F$ ». Рисунок 3, б относится к случаю действия напора воды p_{water} на площади pB при учете сила тяжести (« $pB_{water} + G$ »). На рисунок 3, в сила тяжести сочетается с ветровой нагрузкой по всем группам поверхностей (« $pA_{wind} + pB_{wind} + G$ »). Это возможно при отливе.

Полная масса МКЭ-модели составила 6547 т (без учета скалы). Напор ветра на площадке pA равен 120 кН горизонтально (напор формирует изгибающий момент в ББ). Напор воды на площадке pB гораздо сильнее и составляет 1176 кН. В расчете принят самый опасный вариант совпадения напоров ветра и воды по направлению. Максимальную горизонтальную силу генерирует удар волны (4400 кН, вероятность такого удара – раз в 50 лет [3]).

В напряженном состоянии башни благодаря силе тяжести доминирует сжатие (рисунок 6, а). Поэтому рационально анализировать картины минимального главного напряжения σ_3 (рисунок 4 а, б). Эквивалентные напряжения σ_e (рисунок 5, а)

определяются почти полностью именно напряжениями σ_3 . Максимальное и среднее напряжения σ_1, σ_2 по всей модели близки к нулю.

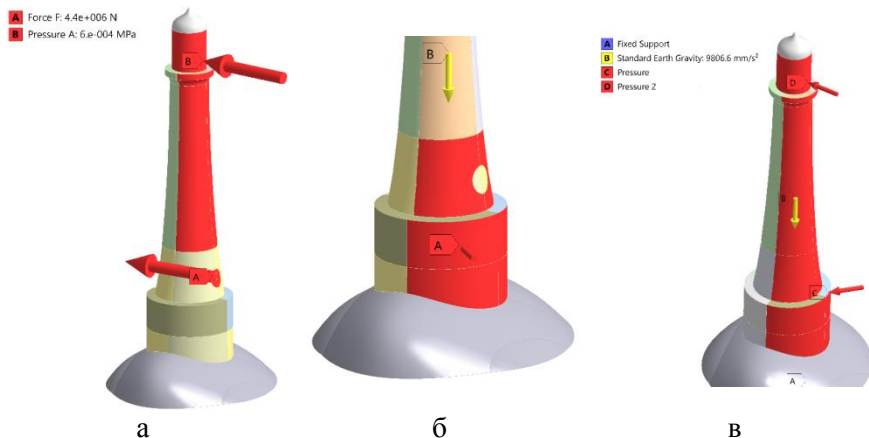


Рисунок 3 – Различные варианты нагружения маяка:

- а – ветром и ударом волны;
- б – напором воды (и силой тяжести);
- в – ветром по всей высоте башни

Картина н.д.с. маяка под действием только силы тяжести отражена на рисунок 4, а. Поле σ_3 является слабым в верхней части маяка (-0,27214 МПа). Потом оно становится весьма равномерным в нижней половине ББ и внутри базиса: от маркера -0,37435 МПа до маркера -0,38695 МПа. Далее вниз напряжения сжатия ослабевают. Вес маяка распределяется внутри скалы. Важно отметить эффект кольцевой линейной концентрации сжатия (1). Повышенное сжатие соответствует нижней кромке базиса. Ступенька 2 практически не нагружена.

Главный вывод из рисунка 4, а заключается в том, что бионическая форма ББ выравнивает напряжения сжатия в башне. Степень сжатия постоянна независимо от высоты сечения. Увеличение площади нижних сечений довольно точно соответствует увеличению приходящегося на них веса. Профиль ББ (исходно – профиль ствола дуба) весьма оптимален. Он обеспечивает поле σ_3 с малым градиентом.

Дополнение силы тяжести ураганным ветром (рисунок 4, б), как ни странно, почти не меняет картину σ_3 . Возникает лишь небольшое различие между профильными линиями L (наветренная сторона) и W (подветренная сторона). В основании ББ по линии W напряжение σ_3 находится в интервале $-0,35\dots-0,39$ МПа. На симметричной линии L сжатие выше из-за изгиба башни ветром влево. Здесь напряжение σ_3 удерживается в интервале $-0,40\dots-0,45$ МПа.

Итак, бионический профиль башни позволяет весовой нагрузке противодействовать опрокидывающей ветровой нагрузке. Равномерность поля напряжений сохраняется.

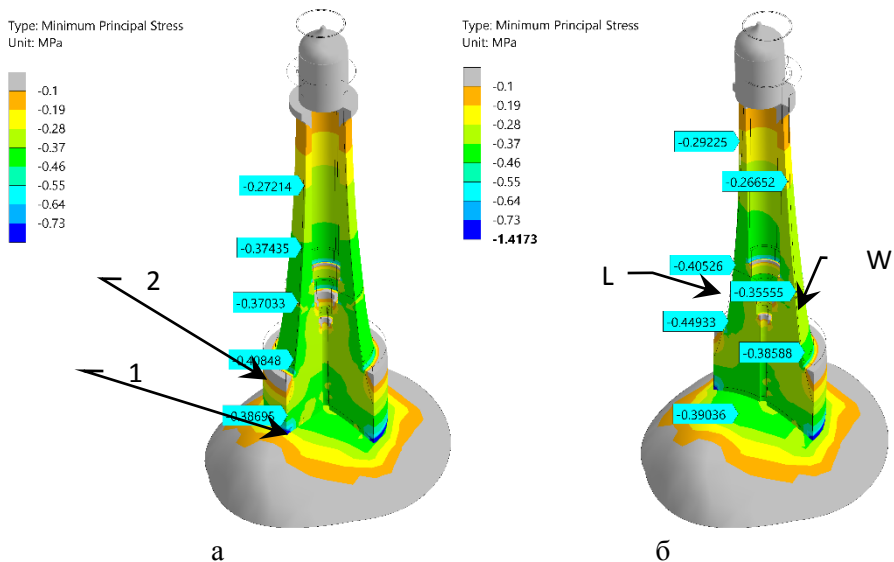


Рисунок 4 – Картины минимального главного напряжения σ_3 при нагружении маяка собственным весом “G” (а) и комбинацией веса и ураганного ветра $p_{wind} = 600\text{Pa}$ “G+pAwind+pBwind” по всей высоте маяка (б): $\times 7500$

Напряженное состояние маяка при более мощной комбинированной нагрузке “G+pAwind+pBwater” показано на рисунок 5. Сила тяжести сжимает маяк, а напоры ветра и воды, действующие совместно, пытаются изогнуть его влево. Картина

эквивалентного напряжения σ_e на рисунок 5, а указывает, что пространственные распределения напряжений имеют малые градиенты. Пики напряжений возникают только на разного рода ступеньках. Эти концентраторы имеют форму линий (например, 1 на рисунок 5, в).

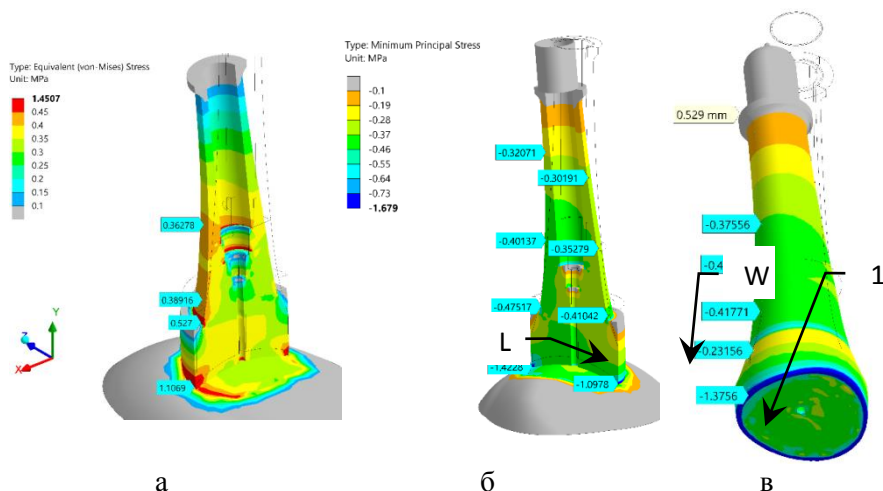


Рисунок 5 – Картины эквивалентного напряжения σ_e (а) и напряжения σ_3 (б – вид сбоку, в – вид снизу) при нагружении маяка комбинацией веса, ураганного ветра $p_{wind} = 600Pa$ и напора воды $p_{water} = 6000Pa$ “ $G+pA_{wind}+pB_{water}$ ” (б): $\times 15000$

На рисунок 5, б нужно обратить внимание на профильные линии L, W и связанные с ними напряжения в основании ББ. С наветренной стороны (W) σ_3 находится в интервале $-0,35...-0,41$ МПа. С подветренной стороны (L) наблюдается уровень $-0,40...-0,47$ МПа. Итак, напряжения по разным сторонам маяка различаются для нижней части ББ только на 15%. Поэтому картину напряжений σ_3 следует признать достаточно однородной и равномерной, особенно с учетом внешних штормовых условий.

Отклонение вершины башни (напором воды и ветра) составляет (рисунок 5, в) только 0,529 мм. Жесткость башни является высокой. Концентрацию напряжений по линии 1 следует охарактеризовать как эффект несовместности деформаций. Он

обусловлен несколько различными модулем упругости и коэффициентом Пуассона у гранита башни и гнейса скалы.

Напряженное состояние маяка на рисунок 6 обусловлено в первую очередь ударом волны по пятну 1. Усиливают воздействие ураганный ветер на площадке рА и собственный вес конструкции. Пятно 1 оказывается (рисунок 6, в) локальным концентратором объемного сжатия ($\sigma_3 = 0.84234$ МПа). На рисунок 6 а, б видно, что наклон башни влево создает линейный концентратор сжатия 2 (σ_3 до -1.9119 МПа). Он идет по границе базиса и скалы. Он идет по границе базиса и скалы.

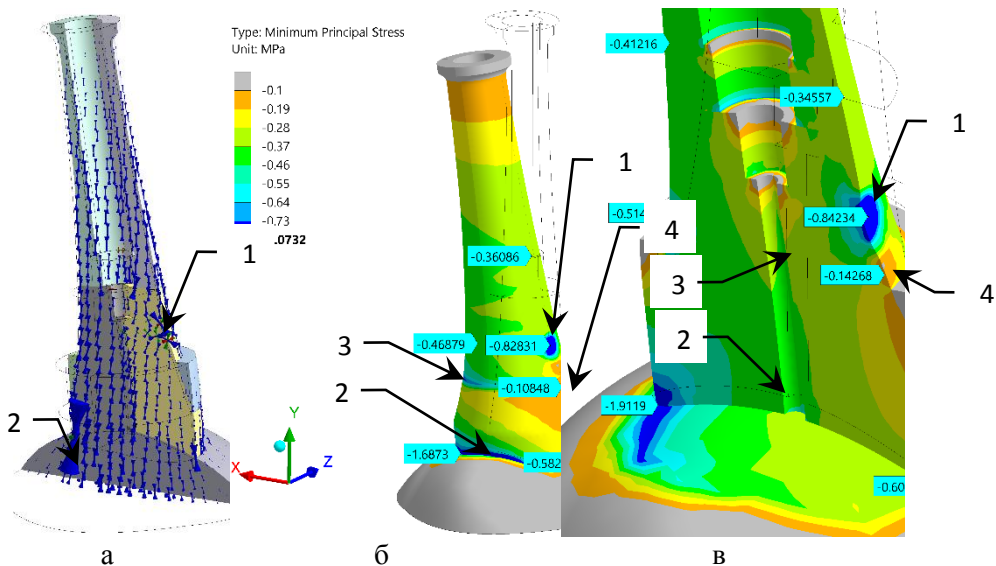


Рисунок 6 – Картины напряжения σ_3 при нагружении маяка комбинацией веса, ураганного ветра $p_{wind} = 600Pa$ и удара волны $F_{impact} = 4400кН$ (“ $G+pAwind+F$ ”): а – вектора напряжений; б – вид снаружи; в – вид в сечении (более мелкая сетка). $\times 10000$

Между башней и водобойным кольцом наблюдается еще один линейный концентратор сжатия 3 (рисунок 6 б, в). Он привязан к резкому изменению диаметра маяка. Концентраторы 1, 2, 3 умеренно опасны, так как напряжения сжатия в них не превышают 2 МПа. Это намного меньше прочности гранита на сжатие (табл.1).

Основную опасность для маяка представляет пятно разгрузки 4, расположенное под пятном удара волны 1. Здесь напряжения сжатия падают по абсолютной величине (-0,14268 МПа на рисунок 6, в). Это угрожает растрескиванием каменной кладки. Важно, что перехода вертикальных напряжений через ноль к растяжению не происходит. Следовательно, опасность растяжения остается виртуальной. Прочное прилегание гранитных блоков обеспечивается.

С учетом того, что на рисунок 6 смоделировано действие волны, приходящей раз в 50 лет, прочность башни можно считать обеспеченной. Равномерность, низкая градиентность полей напряжений в ББ сохраняется во всех рассмотренных вариантах нагружения маяка.

Выводы:

1. Несущая система маяка подвергается одноосному сжатию (обычно от 0 до -0,5 МПа), близкому к равномерному. Концентраторов растяжения не наблюдается. Объемное сжатие возникает временно только в пятне удара волны.
2. Концентраторы сжатия появляются на переходе от водобойной ступеньки к ББ и по границе пятна опирания маяка на скалу. Напряжения сжатия не превышают 2 МПа и не угрожают прочности гранита.
3. Бионическая башня равномерно распределяет напряжения от собственного веса по всей своей наружной поверхности. Здесь σ_3 находится обычно в диапазоне от -0,37 до -0,41 МПа. Он почти не меняется по высоте. Форму башни (копию профиля дуба) следует признать удачной и близкой к равнопрочной.
4. Ураганный ветер ($p_{wind} = 600 Pa$) не нарушает примерного постоянства сжатия по высоте профильных линий. На наветренной стороне σ_3 немного уменьшается по абсолютной величине (-0,35...-0,39 МПа). С подветренной стороны сжатие несколько усиливается (-0,4...-0,45 МПа). Башня остается довольно однородно сжатой.
5. Сочетание ураганного ветра $p_{wind} = 600 Pa$ и напора воды $p_{water} = 6000 Pa$ также не нарушает постоянства напряжений сжатия по высоте в основании ББ. Напряжение σ_3 составляет -

0,4...-0,47 МПа с подветренной стороны и -0,35...-0,41 МПа с наветренной.

6. Самым сильным воздействием на маяк является удар волны (максимальной в 50-летнем цикле). Сила в 4400 кН разгружает кладку гранита от сжатия под пятном удара. Однако полной разгрузки не происходит, так как σ_3 не поднимается выше -0,108 МПа. Следовательно, швы между блоками не пытаются раскрыться. Прочность башни обеспечивается.
7. Бионическая башня маяка Эдистон обладает достаточной прочностью и высокой равномерностью (малым градиентом) напряжений по высоте. В основании ББ почти достигается постоянство напряжений в разных горизонтальных сечениях.
8. При мониторинге маяка первостепенное внимание надо обращать на линейные концентраторы сжатия, которые связаны с переходами профиля (бионическая башня – водобойное кольцо и базис – скала).

Литература:

1. Rowlett, Russ. Lighthouses of Southwest England (Devon and Cornwall). The Lighthouse Directory. University of North Carolina at Chapel Hill. Retrieved 30 April 2016.
2. Douglass, J. (1878), Note on the eddystone lighthouse., in «Minutes of the Proceedings of the Institution of Civil Engineers», Vol. 53, Thomas Telford-ICE Virtual Library, pp. 247–248.
3. Davide Banfi. A field and laboratory study on the dynamic response of the Eddystone lighthouse to wave loading School of Engineering Plymouth University Thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy, September 2017 <https://www.researchgate.net/publication/325553419>
4. Trinh, Q., Raby, A., Banfi, D., Corrado, M., Chiaia, B., Rafiq, Y. & Cali, F. (2016), «Modelling the eddystone lighthouse response to wave loading», Engineering Structures, 125, 566–578.

САЕ-МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЛОННО-ВИНТОВЫХ СИСТЕМ НА ПРИМЕРЕ ПИЗАНСКОЙ БАШНИ.

СЕРИЯ «МКЭ ДЛЯ ПИЗЫ». ЧАСТЬ А

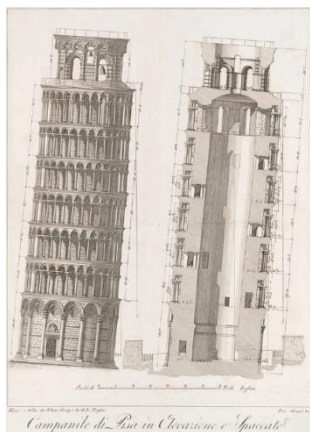
Студенты гр.10305220 Шведова Д.Н., Роденя А.В.

Научные руководители – Довнар С.С., Лапука А.Д.

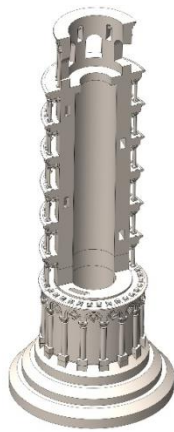
Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

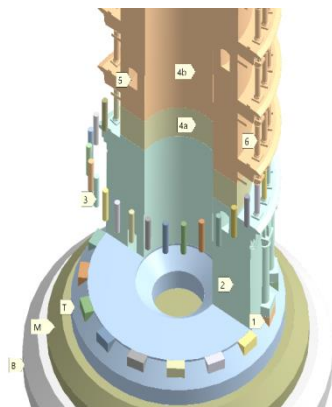
Пизанская башня (Leaning Tower) является известным историческим инженерным сооружением (рисунок 1, а) XII-го века. Фокус данного исследования направлен на 3D-модель (рисунок 1 б, в) башни, построенную в САD-модуле. Модель подвергается виртуальным испытаниям в САЕ-модуле с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Конечная цель исследования – выявление и оценка н.д.с. башни.



а



б



в

Рисунок 1 – Пизанская башня на историческом рисунке (а), 3D-модель (б) и структурные детали несущей системы (в): В, М, Т – фундаментные солиды; 1 – полуколонна снаружи базиса; 2; 3 – колонна первого яруса; 4а плюс 4б – ствол башни; 5 – ход в стволе; б – колонна

Важной чертой башни является её монолитность. Объект сложен из крупных мраморных блоков, скрепленных известкой. Поэтому интересно смоделировать башню как цельную систему солидов. Реально существующее фундаментное кольцо T (рисунок 1, в) дополнено в модели двумя фундаментными дисками M и B . Вместе B , M , T создают развитый опорный конус. Вероятно, если бы он был построен, то пластическая деформация грунтов и наклон башне не произошли.

Общий вид модельной башни от фундамента до верхушки TC с торцом TF представлен на рисунок 2, а. Условное изъятие половины базиса BS (рисунок 2 б) позволяет увидеть полулю сердцевину башни (воздушный колодец). Базис BS , колоннада CI и опорное кольцо SR внутри её видны на рисунок 2, в. Базис декорирован и усилен снаружи полуколоннами HC , имеющими локальные базы снизу и капители сверху.

На рисунок 2 в разрезы дважды попадает винтовой ход. Видны все шесть колоннад от $C1$ до $C6$. Над каждой колоннадой находится аналогичный навес S (например, $S2$ над $C2$). Вместе одноименные колоннада и навес формируют ярус башни.

Из общей 3D-модели для МКЭ-анализа были выделены модели двух несущих систем башни (рисунок 3). Наружная несущая система НСБ вместе с базисом и фундаментом представлена на рисунок 3, а). Главной её частью является барабан колонн CoD (рисунок 3, б). Это колоннады и навесы, сцепленные только друг с другом. Пары маркеров $C1$, $S1$ и $C6$, $S6$ указывают соответственно на первый и шестой ярусы барабана колонн.

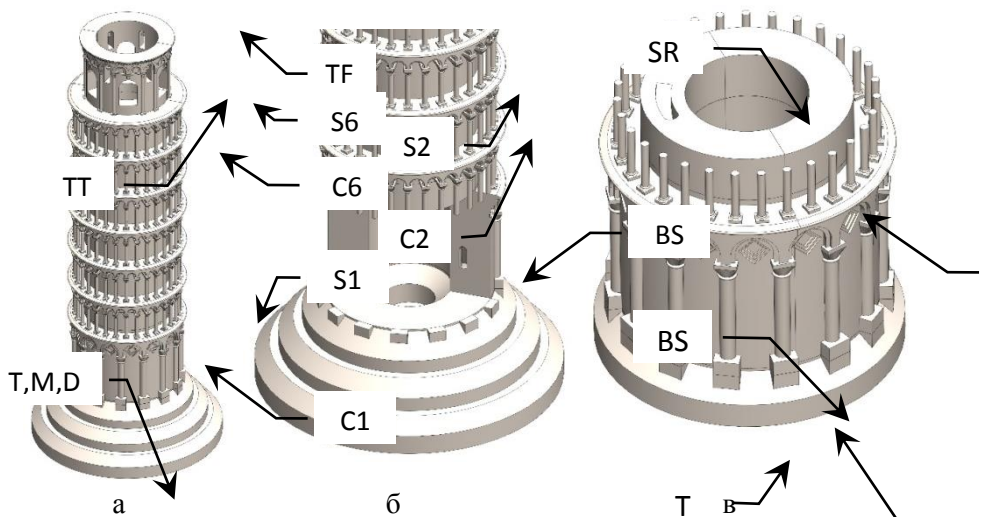


Рисунок 2 – Секционная 3D-модель Пизанской башни: а – общий вид; б – нижняя часть с половиной базиса; в – базис BS с фундаментным кольцом T и первой колоннадой C1

Внутренняя несущая система НСТ – это ствол Tr (рисунок 3, в). Опорное кольцо SR фактически является нижней частью ствола. Под стволом предполагается базис с фундаментом. Сверху на стволе находится верхушка TC . В данной работе к стволу в качестве реперных объектов присоединены внутренние части ярусных навесов ($r1 - r6$).

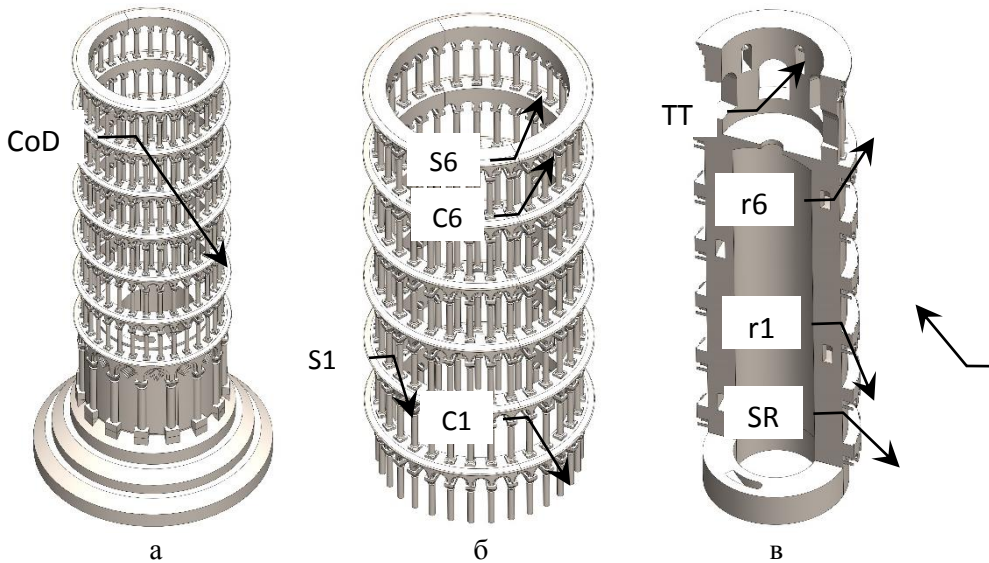


Рисунок 3 – Несущие системы НСБ и НСТ Пизанской башни:
 а – барабан колонн CoD на базе и фундаменте (НСБ);
 б – колоннады C1 – C6 и ярусные навесы S1 – S6, образующие CoD;
 в – вертикальный разрез по стволу Tr с опорным кольцом SR внизу (НСТ)

Воздушный колодец ствола *well* (рисунок 4) перекрыт сверху полой аркой A1. Полукруглые малые арки A2 (рисунок 4) являются несущими конструктивными элементами ярусных навесов. Группа арок A3 служит для перекрытия колокольных окон.

Рисунок 4, а позволяет на виде снизу рассмотреть стенку *wall* ствола башни. На рисунок 4, б хорошо видны локальные арочные несущие системы ярусных навесов. На рисунок 4, в хорошо видно положение винтового хода *HP*.

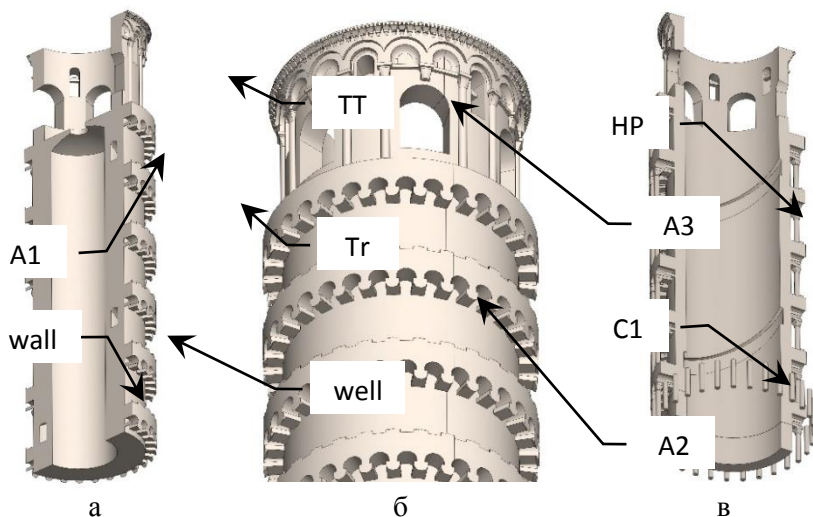


Рисунок 4 – 3D-модель ствола башни: а – ствол Tr с верхушкой TT на виде снизу; б – арочное строение ярусных навесов и окон; в – винтовой ход HP на среднем диаметре ствола

Рисунок 5, а представляет двойную 3D-модель несущих систем НСБ и НСТ. Барабан колонн (слева) и ствол (справа) находятся на идентичных базисах и фундаментах. Это позволяет параллельно провести МКЭ испытания и оценить несущих способность обеих систем.

На рисунок 5, б ствол башни условно ограничен средним диаметром. Это показывает видеть внутреннюю сторону винтового хода. На рисунок 5, в показано три верхних яруса барабана колонн. Отметим, что под каждой колонной есть своя база, опирающаяся на нижележащий ярусный навес (или на базис для колоннады C1). Над каждой колонной смоделированы капитель и абака, поддерживающие вышележащий одноименный ярусный навес.

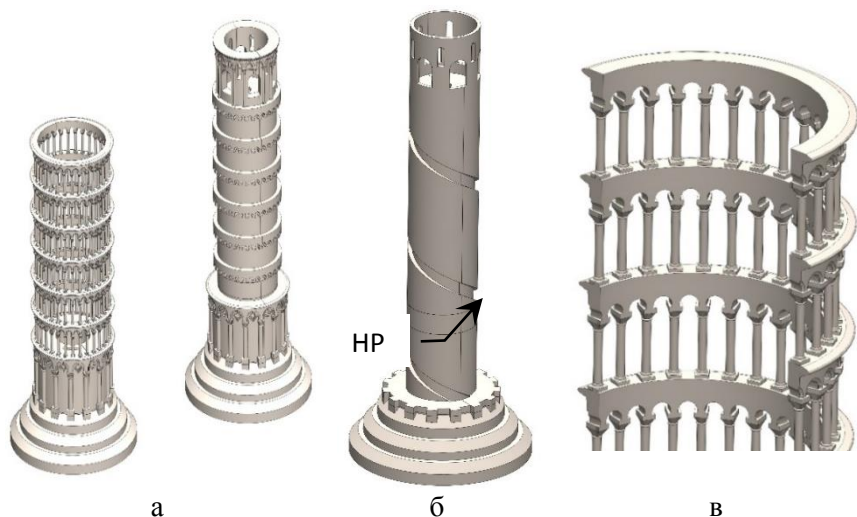


Рисунок 5 – 3D-модели наружной и внутренней несущих систем башни (а), ствол с открывшимся винтовым ходом (б) и барабан колонн в сечении (в)

Система солидов нужна для создания конечно-элементной модели (рисунок 6). Сетки состоят как из тетраэдрических конечных элементов (например, верхняя часть башни на рисунок 6, б), так и из гексаэдрических элементов с регулярным расположением (например, два нижних фундаментных диска на рисунок 6, а).

Размеры всей МКЭ-модели можно оценить по рисунок 6, б: число элементов равно 478731, а число узлов – 833115. Таким образом, решается система из 2499345 уравнений.

В конечном итоге, САЕ-модель приносит картины деформаций и напряжений в моделируемом объекте. Так, на рисунок 7, а можно видеть сильное сжатие колонн первого яруса (-4,5283 МПа) со стороны наклона башни. Ствол башни над базисом сжат неравномерно (-2,2173; -2,2628; -2,2439; -2,2751; -2,1137 МПа) со стороны наблюдателя. Эти напряжения сжатия относительно невелики – они вдвое меньше, чем отмечены в колоннах. По внутреннему углу, сопрягающему опорное кольцо с базисом, проходит (-4,821 МПа) дуговой концентратор сжатия (ДКС). Этот

концентратор является сильным. Напряжения σ_3 в ДКС и в самых нагруженных колоннах примерно одинаковы.

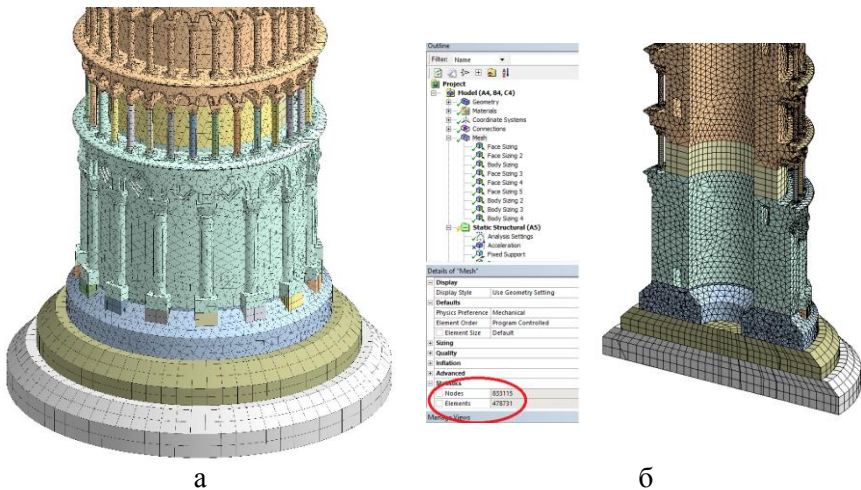
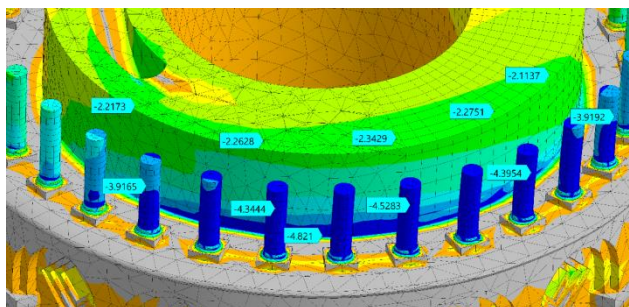


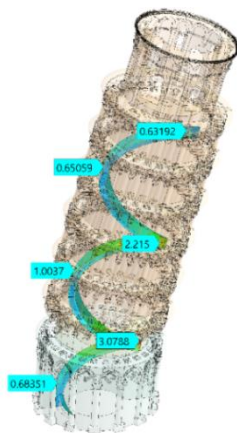
Рисунок 6 – Сетка конечных элементов на общем виде (а) и в вертикальном сечении (б)

Напряжения на стенках винтового хода периодически меняются по его длине (рисунок 7, б). Это обусловлено внецентричным сжатием наклоненной башни. Самым опасным местом для материала винтового хода является верхний торец базиса (3,0788 МПа).

Итак, САЕ-моделирование Пизанской башни открывает дорогу для виртуального нагружения конструкции. Обнаруживается весьма неравномерное напряженное состояние. Выявляются как протяженные, так и локализованные концентраторы сжатия.



а



б

Рисунок 7 – Испытание силой тяжести САЕ-модели башни с наклоном $5,5^\circ$ башни: а – картина минимального главного напряжения σ_3 (МПа) на колоннаде С1 ($\times 2500$); б – картина эквивалентного напряжения σ_e (МПа) на стенках винтового хода ($\times 4000$)

УДК 621.9.011

**МКЭ-АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ
ПИЗАНСКОЙ БАШНИ В ПРОЕКТНОЙ КОНФИГУРАЦИИ.
СЕРИЯ «МКЭ ДЛЯ ПИЗЫ». ЧАСТЬ В**

Студенты гр.10305220 Роденя А.В., Шведова Д.Н.,
Научные руководители – Довнар С.С., Лапука А.Д.
Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

В работе рассматривается виртуальная ситуация, когда известная Пизанская башня (рисунок 1) не стала бы наклоняться в XII-ом веке, а осталась стоять вертикально. Это была бы её проектная конфигурация. Тогда основным вариантом нагружения конструкции является вертикальное нагружение силой тяжести (центрально сжатый стержень). Интересно сделать МКЭ-анализ и выявить проектное (интуитивно предполагавшееся средневековым

архитектором) напряженное состояние этой сложной и выразительной башни.

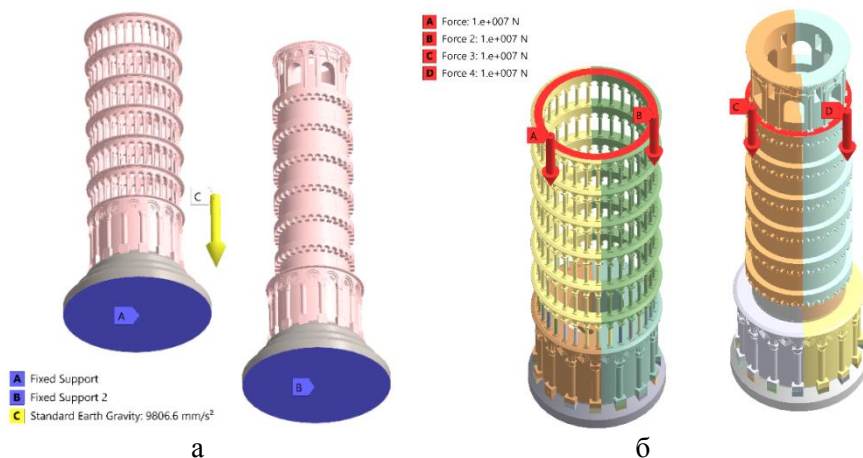


Рисунок 1 – Варианты вертикального нагружения башни:
а – силой тяжести C при фиксации фундамента (A, B);
б – тестовыми силами (слева система НСБ, справа – НСТ)

Механические свойства материалов (прежде всего, мрамора для башни) даны в таблице 1. В толще стен может находиться кладка из более дешевых, чем мрамор, материалов. Однако, точная информация о таком наполнителе не обнаружена. Свойства исторических наполнителей, распространенных в Италии в то время, тоже даны в таблице 1.

В результате, было решено ввести модельную кладку – виртуальный обобщенный материал, представляющий совокупность мраморной кладки и неопределенных наполнителей стен. Достоинством данного материала является соответствие его экспериментальным данным по собственным частотам башни. Первые два резонанса башни являются изгибными и находятся в диапазоне 0,95 – 1.1 Гц. Назначение башне модельной кладки дает в МКЭ-расчете собственные частоты, равные ~1,05 Гц. Следовательно, данный материал может анализироваться далее.

Таблица 1. Механические свойства материалов, учитываемых в МКЭ-моделях

Материал	Модуль упругости E , МПа	Козф. Пуассона, μ	Удельная плотность ρ , кг/м ³	Допустимое сжатие $[\sigma_{comp}]$, МПа
Мрамор (<i>marble</i>)	59200	0,175	2780	58-153
Модельная кладка (<i>masonry</i>)	5920	0,175	2780	5-10
Кирпичная кладка (<i>brick masonry</i>)	4000	0,2	1700	4,0
Селенитовая кладка (<i>selenite</i>)	4000	0,2	2200	6,0
Наполнитель (~бетон) (<i>stucco</i>)	3000	0,2	1600	4,0
Сталь (<i>steel</i>)	210000	0,3	7850	>220

Прочность цельного мрамора на сжатие весьма высока. Однако, в составе исторической кладки он, вероятно, покажет большую склонность к повреждениям. Исходя из свойств материалов – аналогов, следует считать опасными напряжения сжатия уже на уровне 5 – 10 МПа. Более точные оценки возможны только после дополнительных натурных исследований.

На рисунок 2 представлено нагружение башни равномерным давлением $p = 10$ МПа сверху (*LC «Press-comp»*). В этом режиме постоянного по сечениям усилия сооружение подобно стержню, подвергающемуся центральному сжатию (рисунок 2, а). Рисунок 2, б иллюстрирует превращение давления в минимальное главное напряжение σ_3 , направленное, в основном, вертикально. Всплеск сжатия в проемах окон верхушки (-27,382 МПа) обусловлен относительно небольшой их площадью в горизонтальном сечении. Невысокий уровень σ_3 в базе (-5,8043 МПа) также естественен. Здесь весьма велика площадь поперечного сечения.

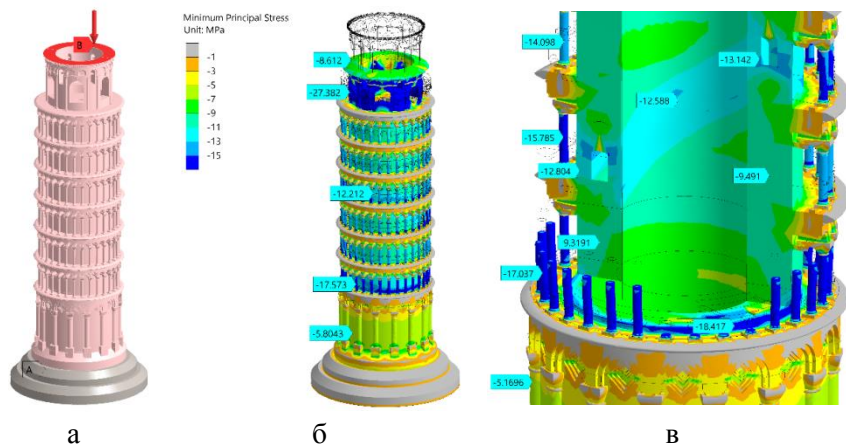


Рисунок 2 – Нагружение башни давлением 10 МПа по LC «Press-comp» (а), картина минимального главного напряжения σ_3 (б) и ситуация в районе колоннады С1 (в); $\times 500$.

Неочевидным эффектом сжатия по LC «Press-comp» является нарастание сжатия в колоннах по мере спуска постоянного усилия вниз по ярусам. На 4-ом ярусе напряжение сжатия в колонне составило -12,212 МПа, а на 1-ом ярусе увеличилось по абсолютной величине до -17,573 МПа. С большими подробностями эффект описывает рисунок 2, в. Напряжения ствола примерно постоянны по высоте. Они циклически изменяются согласно трассе винтового хода. Ход хорошо виден на картине минимального главного напряжения (-12,804 МПа, -12,588 МПа, -13,142 МПа). Боковые стенки хода перегружены в $\sim 1,3$ раза. Вдали от хода стена ствола сжата только до -9,491 МПа или -9,3191 МПа. Колонны с 3-го по 1-ый ярус подвергаются сжатию всё сильнее: -14,098 МПа; -15,785 МПа; -17,037 МПа. Попутно обратим внимание на сильный дуговой концентратор сжатия ДСК, отмеченный маркером -18,417 МПа.

Нарастание сжатия в колоннах книзу может быть объяснено только несовместностью деформирования несущих систем НСБ и НСТ. Ствол (НСТ) проседает на базе глубже, чем колонны, так как несет основную нагрузку ввиду своей жесткости. С помощью ярусных навесов тянет за собой вниз барабан колонн (НСБ). Эта

несущая систему гораздо податливее. Она не может «сопротивляться» стволу. Её вдавливают в базис, сжимая колонны.

Вертикальное усилие передается в барабан колонн через ярусные навесы S_6 , S_5 и т.д. Поэтому самое большое усилие приходится на колонны $C1$, лежащие ниже $S1$. В результате нижняя колоннада перегружена в смысле напряжений сжатия σ_3 , но основное усилие передается на базис через ствол (точнее, через опорное кольцо).

На рисунок 3 две отдельные виртуальные башни НСБ и НСТ испытываются силой тяжести. Сила и оси башен вертикальны (вариант нагружения LC «*Self-up*»). Фундаменты выполнены из бетона, а башни – из мрамора. Барабан колонн и ствол башни проседают под собственным весом почти одинаково (рисунок 3, а). Вертикальные перемещения составили 0,97171 мм и 0,83397. В целом, системы НСБ и НСТ вполне совместимы для несения нагрузки от гравитации.

Напряженное состояние обеих систем предсказуемо. Напряжения нарастают при движении сверху вниз. Колонны нагружены на нижней колоннаде существенно (3,2096 МПа). В смысле допустимых напряжений (5 – 10 МПа) колонны с трудом несут сами себя. Ствол на уровне первого яруса нагружен умеренно (1,6315 МПа) и имеет большой запас прочности.

Проектное нагружение вертикальной башни собственным весом при соединенных системах НСБ и НСТ (вариант LC «*Self-up*») отражено на рисунок 3. Оно было бы реализовано на практике, если бы не возник наклон конструкции.

На рисунок 3, а показаны вертикальные перемещения башни (деформационная осадка). На верхушке она составляет 0,88014 мм. К низу осадка башни убывает, составляя только 0,30692 мм над базисом. Под фундаментом задано нулевое перемещение.

Картина перемещений указывает на сильное сжатие нижних ярусов. Так, различие осадок между двумя верхними навесами $S4$ (0,77058 мм) и $S6$ (0,85125 мм) составляет только 0,08067 мм. Между двумя нижними ярусами разница равна $0,60364 - 0,30692 = 0,29672$ мм (в 3,67 раз больше).

Это подтверждает картина эквивалентных напряжений σ_e (рисунок 3, б). Колонны колоннады $C1$ визуальны выпучены наружу. Маркер указывает на достижение здесь существенного

уровня напряжения в 2,5721 МПа. На третьем ярусе, в колоннаде С3 напряжение σ_e составило только 1,2905 МПа (в 1,99 раз меньше). Следовательно, колонны семейства С1 являются в башне самыми нагруженными объектами.

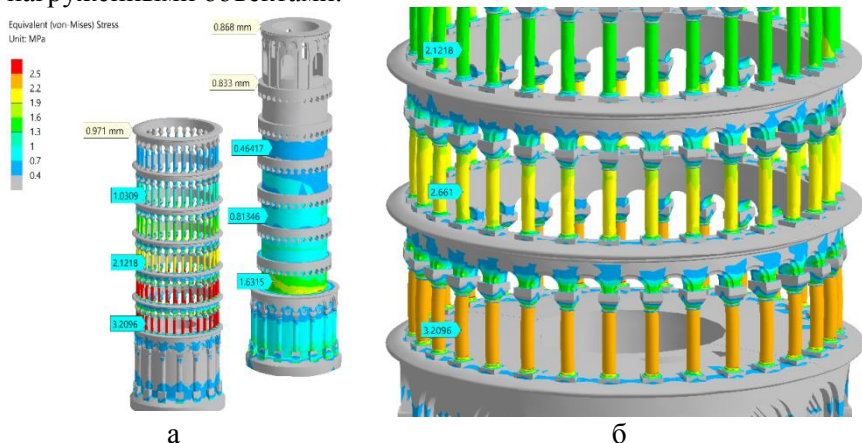


Рисунок 3 – Осадка (маркеры в мм) в барабане колонн НСБ и стволе НСТ (а) и картины напряжений σ_e (а, б; МПа) под силой тяжести (LC «Self-up»; $\times 4500$)

Распределение эквивалентных напряжений σ_e создается в данном расчетном случае почти полностью картиной минимального главного напряжения σ_3 , отражающего распределение сжимающих усилий (рисунок 4). В вертикальном сечении башни (рисунок 4, а) видно, что колонны со 6-го по 2-ой ярус нагружены умеренно. Сжимающее осевое напряжение в них увеличивается плавно с -0,42215 до -1,791 МПа. Такие уровни не угрожают прочности башни. На первом ярусе колоннада С1 сжата сильнее (-2,3647 и -2,3712 МПа). Однако, здесь достигается только половина минимального допустимого напряжения на сжатие мрамора $[\sigma_{comp}^{marble}] = 5$ МПа.

Напряжения в стене ствола (правая часть рисунок 4, а) растут по абсолютной величине сверху вниз (от -0,32158 до -1.1282 МПа), но они всегда меньше, чем напряжения сжатия в соответствующих по ярусу колоннах. Например, на 2-ом ярусе сжатию в колонне -1,79 МПа отвечает сжатие в стене -1.1282 МПа (меньше в 1,58 раза).

Итак, при совместной работе несущих систем НСБ (колонны) и НСТ (ствол) стена ствола оказывается нагружена примерно в полтора раза меньше, чем окружающие колонны. Следовательно, барабан колонн несколько перегружен. Равномерного распределение веса между двумя несущими конструкциями не достигается.

Подробное рассмотрение стыка ствола и базиса в четвертном разрезе (рисунок 4, б) подтверждает сделанные выводы. Видно выпучивание колонн первого яруса. В одной из них напряжение σ_3 достигает -2,3785 МПа, в то время как рядом, в глубине стены, оно составляет только -1,2871 МПа (почти двукратное различие).

На рисунок 4, б хорошо видна концентрация напряжений в винтовом ходе (около угла разреза ход открывается дважды – маркеры -1,982 и -1,5076 МПа). Сжимаются именно стенки по обоим сторонам хода. Об этом говорит, например, маркер -1,982 МПа. Вдали от винтового хода (но на той же высоте) стена сжата в полтора раза слабее – маркер -1,2871 МПа.

Маркер -1,5076 МПа указывает на винтовую полосу концентрации σ_3 , поворачивающую вверх и направо по внутренней поверхности ствола. Итак, винтовой ход сопровождается винтовой концентрацией напряжений по обоим сторонам от него.

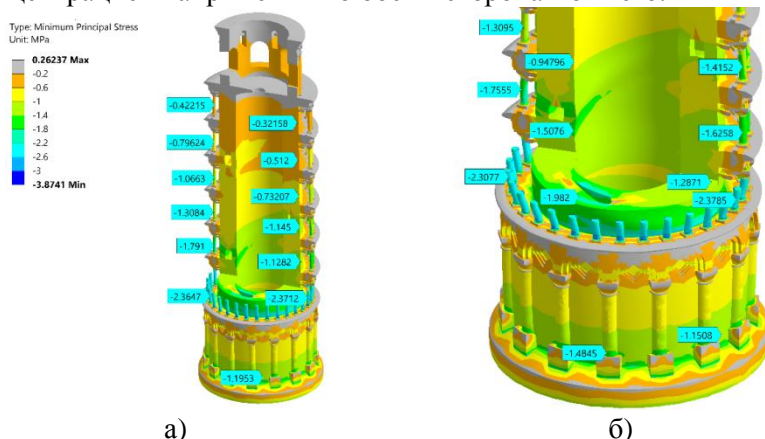


Рисунок 4 – Картины минимального главного напряжения σ_3 (МПа) на секционной модели башины (а) и в четвертном разрезе на стыке базиса и ствола (б): LC1 «Self-up»; $\times 16000$

УДК 621.9.011

МКЭ-АУДИТ НАПРЯЖЕНИЙ В ПИЗАНСКОЙ БАШНЕ ПОД МАКСИМАЛЬНЫМ НАКЛОНОМ.

СЕРИЯ «МКЭ ДЛЯ ПИЗЫ». ЧАСТЬ С.

Студенты гр.10305220 Шведова Д.Н., Роденя А.В.

Научные руководители – Довнар С.С., Лапука А.Д.

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

В данной работе путем МКЭ-анализа выясняется напряженное состояние наклоненной Пизанской башни под действием силы тяжести (расчетный случай LC «*self-lean*»). Башня подвергается комбинированному воздействию осевого сжатия, перерезывающей силы и изгибающего момента. Башня моделируется в условиях максимального из зафиксированных у неё наклонов: $\alpha_T = 5,5^\circ$. В настоящее время наклон уменьшен на полтора градуса благодаря воздействиям итальянских инженеров на нижележащие грунты.

На рисунок 1 отражена техника нагружения башни – «включается» сила тяжести (под углом $\alpha_T = 5,5^\circ$ к оси башни) и последняя отклоняется. Рисунок 1 а, б, в показывают картины эквивалентных напряжений при вариации материалов башни и фундамента. Поля именно напряжений оказываются почти нечувствительными к смене материалов. Поэтому, некоторая имеющаяся неопределенность в механических свойствах фундамента и башни не принципиальна для картин напряжений.

Вариации материалов сильно влияют на деформационные перемещения. На рисунок 1, а отражено базовое сочетание материалов – мраморная башня на бетоне. Перемещения башни минимальны. Если два нижних бетонных диска счесть эквивалентными грунту (как и было при строительстве), то (рисунок 1, б) верхнее фундаментное кольцо опустится на 27,9 мм, а верхушка башни уйдет вправо на 92,5 мм. В третьем испытании материал всех солидов от базиса и выше был принят эквивалентным модельной кладке (рисунок 1, в). Положение фундамента не изменилось (27,5 мм). Отклонение башни возросло до 125,6 мм из-за её большей податливости.

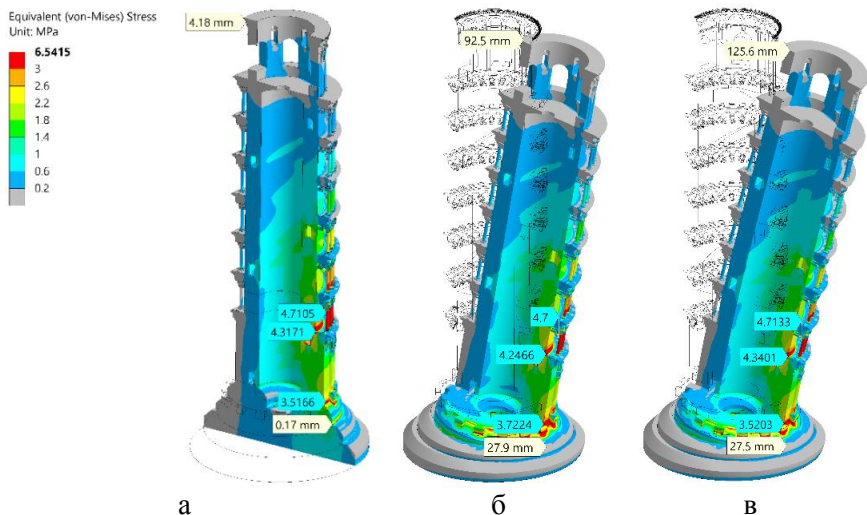


Рисунок 1 – Эквивалентные напряжения σ_e (МПа) и суммарные перемещения (мм) в ключевых точках башни при нагружении по LC «self-lean» ($\times 120$): а – «Мрамор на бетоне», б – «мрамор на грунте», в – модельная кладка на грунте.

Ориентация векторов главных напряжений дана на фоне сетки конечных элементов на рисунок 2, а. Видны почти исключительно только синие вектора минимального главного напряжения σ_3 . Красные и зеленые вектора главных напряжений σ_1, σ_2 практически отсутствуют. Следовательно, почти в каждом месте башни действует одноосное сжатие. Одноосное растяжение отсутствует, следовательно, стыки блоков не будут раскрываться. Не произойдет разборки сооружения, например, освобождения колонн.

Вместе с тем, нагружение сжатием весьма несимметрично для наклонной башни ($\alpha_T = 5,5^\circ$). Видно, что на внутренней стороне изгиба (справа) сжатие максимально. На внешней стороне изгиба (слева) вектора напряжения σ_3 почти отсутствуют. Это опасно для каменного сооружения. Таким образом, угол наклона башни $\alpha_T = 5,5^\circ$ можно считать предельным. При его превышении ожидаются растяжение и растрескивание конструкции.

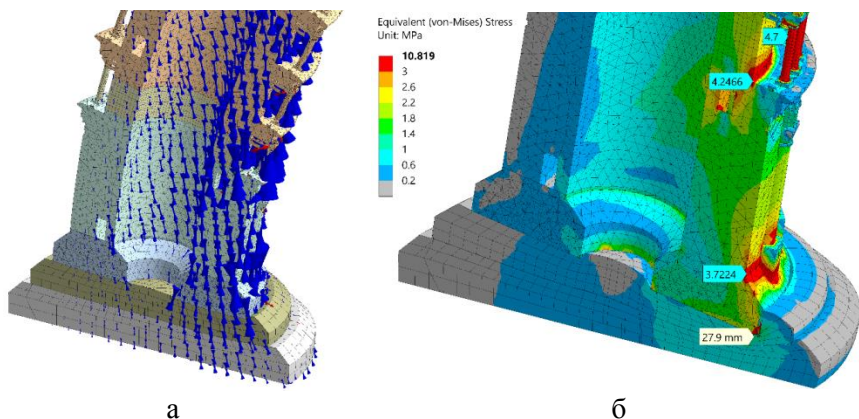


Рисунок 2 – Ориентация векторов главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ в сечении башни (а; $\times 5000$) и картина напряжения σ_e (МПа) в районе базиса и колоннады С1 (б; $\times 120$): а – «мрамор на бетоне», б – «мрамор на грунте». LC «self-lean»

На рисунок 2, б видно, как фундаментное кольцо деформирует грунт под башней. Перемещение края фундаментного диска составило 27,9 мм. Напряжения концентрируются на переходах профиля. Уровень эквивалентного напряжения $\sigma_e = 3,7224$ МПа наблюдается на стыке фундаментного кольца и базиса. Во внутреннем угле в стыке базиса и ствола выявлено напряжение 4,2466 МПа. Колонна сжата до напряжения 4,7 МПа.

Эти места концентрации напряжений находятся в правой части сечения башни, на внутренней стороне изгиба. Слева, на внешней стороне, напряжения малы и не превышают 0,2 МПа. Это нежелательно. Стыки составного сооружения не зафиксированы сжатием.

Самый нагруженный (сжатием) район башни представлен на рисунок 3. Картины напряжений на рисунок 3 а, б практически идентичны, несмотря на вариации материалов. Они относятся месту изгиба башни на уровне нижней колоннады. Рассмотрим рисунок 3, а. Здесь есть три места концентрации напряжений. Во-первых, регулярная сетка выявляет сильное сжатие колонны (4,7604 МПа). Во-вторых, вновь обнаруживается дуговой концентратор сжатия ДКС (дуга от 4,3398 до 3,5861 МПа). В-третьих, наблюдается

перегруженный район в глубине стены базиса 4,3398 - 2,9711 – 3,2104 МПа. Он обусловлен прохождением винтового хода вблизи ДКС. Поля сконцентрированных напряжений вокруг хода взаимодействуют с полями напряжений возле внутреннего угла «ствол – базис».

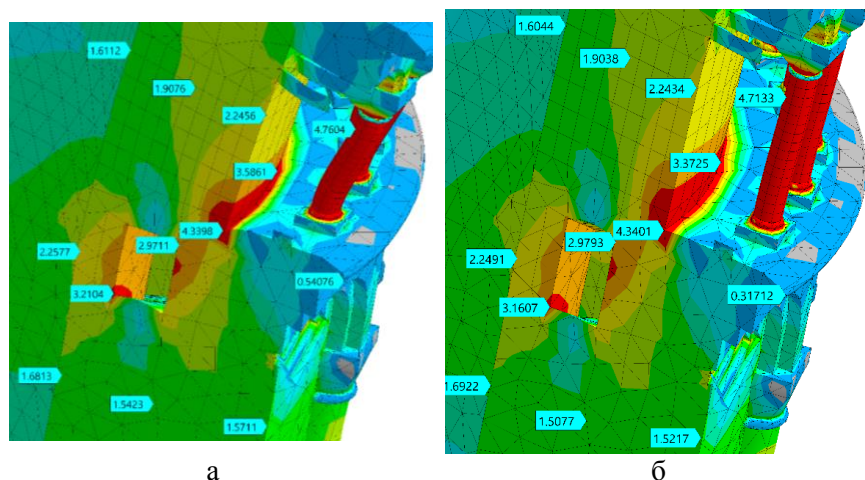


Рисунок 3 – Распределения напряжения σ_e (МПа) на переходе от ствола к базису: а – «мрамор на бетоне» ($\times 5000$), б – «кладка на грунте» ($\times 120$). LC “self-lean”.

Сжимающие напряжения распределены по толще стены базиса практически равномерно: 1,6813 – 1,5423 – 1,5711 МПа. Выше, в стене ствола, напряжения больше на наружном диаметре (1,6112 – 1,9076 – 2,2456 МПа). Стена ствола нагружена слабее (2,2456 МПа), чем соседствующая колонна (4,7604 МПа). Напряжения различаются в 2,11 раза.

В картине напряжений башни существенную роль играет колоннада *С1*. Поэтому на рисунок 4 сравниваются картины напряжений σ_e в присутствии и отсутствии колоннады. Исключение *С1* приводит к небольшому росту горизонтального отклонения верхушки башни – с 4,0089 мм до 4,2842 мм (в 1,07 раза). Колоннада слабо влияет на жесткость башни.

В полной модели (рисунок 4, а) сильнее всего напряжены колонны $C1$ со стороны изгиба (4,1123 МПа). На верхних ярусах колонны почти не нагружены (0,5732 МПа). Эквивалентные напряжения концентрируются также (2,7246 МПа) на переходе от мраморного базиса к мраморному же фундаментному кольцу. В ключевом районе башни (рисунок 4, б) за тремя скрытыми колоннами на стволе выявляется дуговой концентратор сжатия ДКС (4,0335 МПа).

В случае исчезновения $C1$ (рисунок 4, в), например, из-за повреждений колонн, напряжения на ключевом участке возрастут в $(5,0724/4,0335) = 1,256$ раз. Это изменение н.д.с. является существенным, но не принципиальным. Ствол наклонной башни способен справляться с гравитационной нагрузкой даже в случае отключения колонн $C1$.

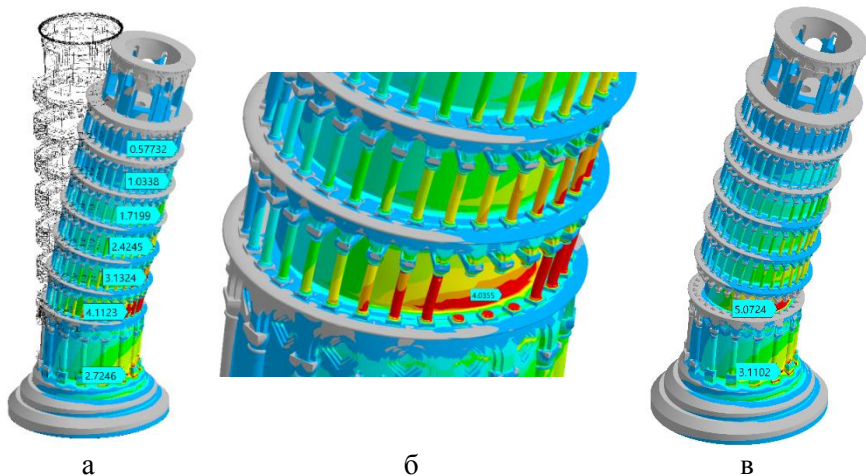


Рисунок 4 – Картины эквивалентного напряжения σ_e (МПа) под действием силы тяжести для полной модели (а), района колоннады $C1$ (б) и модели без $C1$ (в): LC «Self-lean»; $\times 3000$

Картина σ_3 на рисунок 5, а подтверждает, колонны первого яруса, находящиеся со стороны наклона, сильно сжаты (-4,7494 МПа). Они должны первыми подвергнуться разрушению при возрастании нагрузки на башню. Данные колонны были нагружены только до $\sigma_3 = -2,3785$ МПа при вертикальном положении башни.

Следовательно, моделируемый наклон $\alpha_T = 5^\circ 30'$ в ситуации увеличивает сжимающие напряжения в 1,99 раз (*двукратно*).

На противоположной наклону стороне башни сжимающие напряжения в колоннах приближаются к нулю (-0,11278 МПа). В случае дополнительного наклона напряжения здесь станут растягивающими. Тогда у колонны появится недопустимая подвижность, ведущая к обрушению конструкции. Итак, судя по картинам σ_3 , наклон $\alpha_T = 5^\circ 30'$ близок к предельно допустимому для Пизанской башни.

Более подробную картину сжатия в окрестности *C1* дает рисунок 5, б. Видно, что противоположные пары колонны нагружены по-разному: колонна справа сильно сжата (-4,455 МПа), а колонна слева (-0,3664 МПа) близка к нейтральному состоянию. Аналогичное сочетание сжатия и нейтральности наблюдается внизу базиса (-3,32 и -0,13255 МПа) и во второй колоннаде *C2* (-2.964 и -0,3256 МПа). Это суперпозиция осевого сжатия и изгиба.

Обратим внимание, что на одной и той же высоте башни (на первом ярусе) сжатию колонны *C1* до -4,455 МПа соответствует сжатие в стене ствола (на наружном диаметре) только до -2,2746 МПа. Получается, что стена подвергается примерно вдвое меньшим напряжениям сжатия, чем колонна (на одинаковой высоте).

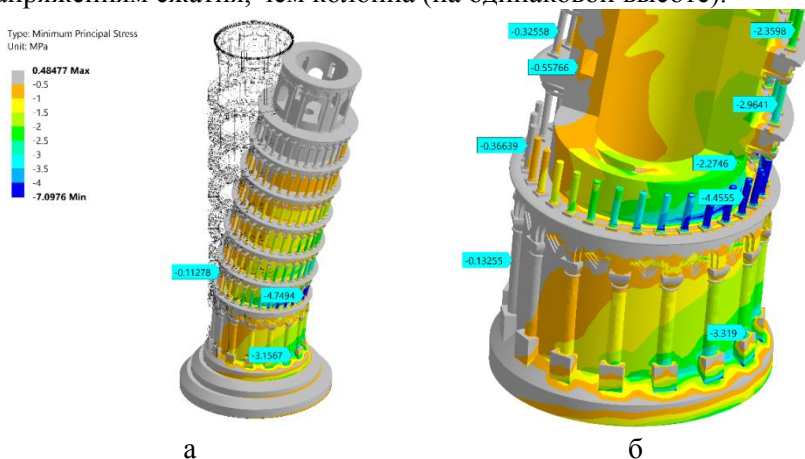
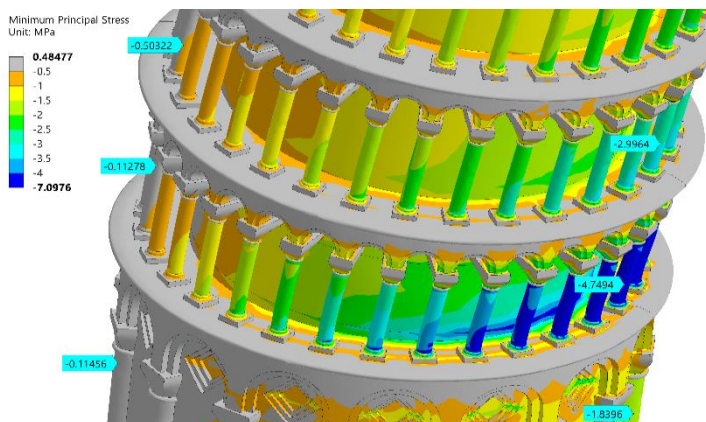
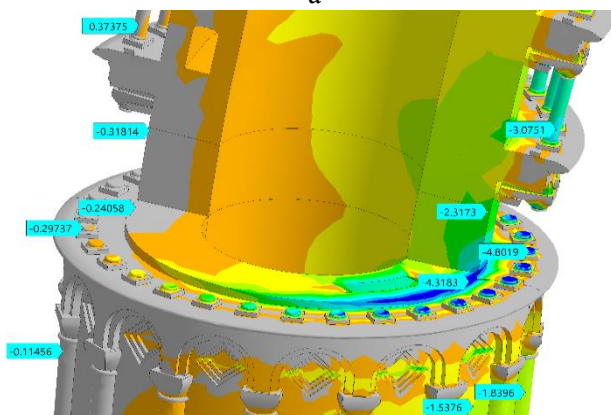


Рисунок 5 – Картины минимального главного напряжения σ_3 (МПа) для вида снаружи (а; $\times 3000$) и вида со скрытой половиной ствола (б; $\times 1500$): LC «Self-lean»

Подробные виды на район колоннады *С1* даны на рисунок 6 а и б. На рисунок 6, а видны прежде всего сжатые колонны (-4,7494 МПа). Если их скрыть, то на рисунок 6, б становится хорошо виден (-4,3183 МПа) концентратор ДКС. Визуально он связан с местом перехода ствола в базис. ДКС колонны *С1* выглядят одинаково опасными с точки зрения разрушений (напряжения в обоих местах близки: -4,3183 и -4,7494 МПа).



а



б)

Рисунок 6 – Распределение напряжения σ_3 (МПа) в районе колоннады *С1* на видах снаружи (а; $\times 3000$) и в четвертном разрезе (б; $\times 1500$): LC «Self-lean»

Картины σ_3 на рисунок 7 иллюстрируют два разных решения (с колоннадой *C1* и без нее). На рисунок 7, а колоннада работает в составе башни. Маркер -4,5973 МПа указывает на напряжения в ДКС, наблюдаемом сейчас снизу.

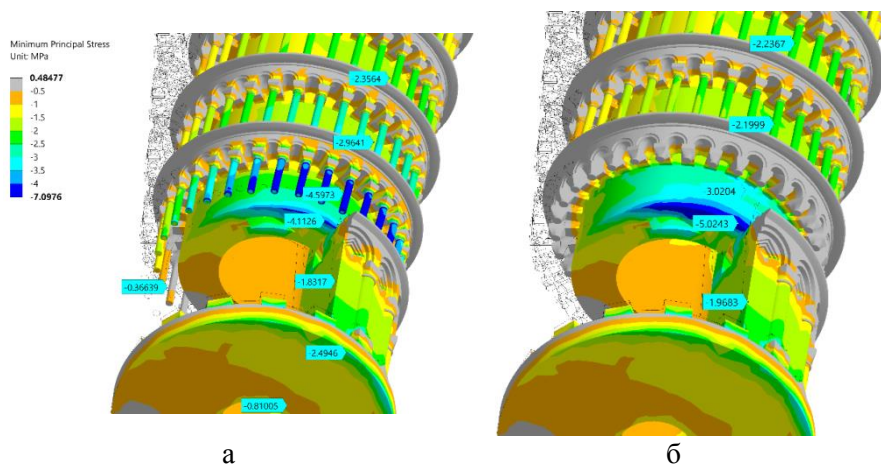


Рисунок 7 – Картины напряжения σ_3 (МПа) на видах снизу при напряженной колоннаде *C1* (а) и при её выключении из работы (б): LC «Self-lean»; $\times 3000$.

Для получения распределения σ_3 на рисунок 7, б колоннада *C1* была отключена. Минимальное главное напряжение достигло в ДКС уровня -5,0243 МПа. ДКС усилился только в 1,22 раза. Ствол является главной несущей системой Пизанской башни.

Выводы:

1. Барабан колонн Пизанской башни является более нагруженной несущей системой, чем ствол (до ~ 2 раз по сжимающим напряжениям).
2. Равномерного распределения веса между двумя несущими конструкциями НСБ (колонны) и НСТ (ствол) не достигается даже в виртуальном варианте вертикальной башни.
3. Самыми напряженными структурными деталями в башне являются колонны. Самой напряженной колоннадой является нижняя колоннада *C1*.

4. Концентрация напряжений наблюдается в кольцевом внутреннем угле на стыке базиса и ствола (дуговой концентратор сжатия ДСК).
5. Винтовой ход является концентратором напряжений. Его стенки нагружены сжимающими напряжениями в 1,5 – 2 раза выше, чем сплошные участки ствола.
6. При наклоне башни на максимальный угол $\alpha_T = 5,5^\circ$, сжимающие напряжения в колоннах CI снаружи от центра изгиба, близки к нулю. При дальнейшем наклоне появится опасность растрескивания швов и раскрытия накопленных трещин.
7. Наклон башни на максимальный угол $\alpha_T = 5,5^\circ$, увеличивает сжимающие напряжения в колоннах CI в два раза по сравнению со строго вертикальной установкой башни.
8. При наклоне башни на угол $\alpha_T = 5,5^\circ$ сжимающие напряжения в колоннах примерно вдвое выше, чем на наружном диаметре ствола. Ствол башни способен взять на себя нагрузку в случае выхода из строя колонн.

УДК 621.91.04

СИНТЕЗ И РЕАЛИЗАЦИЯ СХЕМЫ ОБРАБОТКИ КРУГОВОЙ ВИНТОВОЙ ПОВЕРХНОСТИ НА ТОКАРНО- ЗАТЫЛОВОЧНОМ СТАНКЕ

СТУДЕНТ ГР.10305219 ДОРОШКЕВИЧ Е.Г.

Научный руководитель – профессор Данилов В.А.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Постановка задачи. Круговая винтовая поверхность (КВП) является рабочей поверхностью роторов одновинтовых насосов (рисунок 1) различного технологического оборудования: от нефтегазовой отрасли до пищевой промышленности [1].

Следует отметить, что отечественная промышленность не производит станки для обработки КВП, поэтому детали эксплуатируемого в стране импортного оборудования с такими поверхностями обычно приобретаются за рубежом. Для

обеспечения потребности промышленности в роторах винтовых насосов при отсутствии специальных станков экономически целесообразно обрабатывать КВП на универсальных станках за счет расширения их технологических возможностей, что обуславливает актуальность разработки соответствующих схем обработки и инструментов. Для решения этой задачи требуется установить необходимые исполнительные движения и обеспечивающие их станок. Задача решается исходя из геометрии КВП и метода ее формообразования.



Рисунок 1 – Ротор винтового насоса с круговой винтовой поверхностью

Геометрия и формирование КВП при механической обработке. КВП S (рисунок 2) с шагом T , вписанная в круглый цилиндр диаметром D , в поперечном сечении имеет окружность C диаметром d , центр которой смещен от оси КВП на расстояние e – эксцентриситет профиля [2].

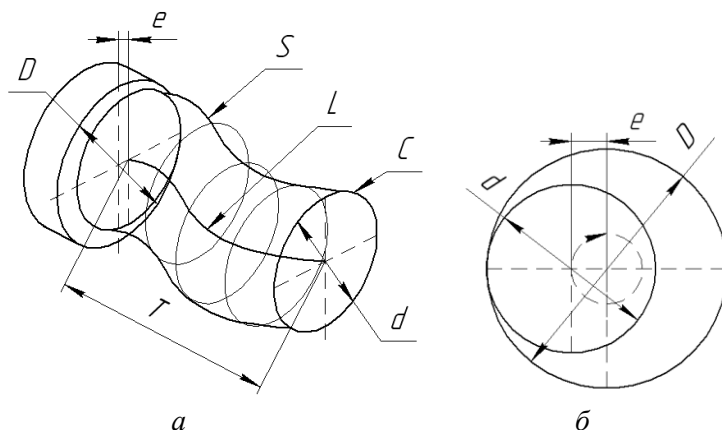


Рисунок 2 – Геометрия круговой винтовой поверхности ротора насоса: a – общий вид; b – поперечное сечение.

Основой схемы обработки служит метод формообразования поверхности, как возможное сочетание методов образования ее производящих линий [3], которые различаются формой производящего элемента инструмента (точка или линия) и кинематикой формообразования. Из-за переменной во всех направлениях формы КВП предпочтителен метод ее формообразования, основанный на воспроизведении образующей (окружности C) и направляющей (винтовой линии L) методом следа, т.е. точкой, что возможно точением при перемещении этой точки (вершины резца) по определенной траектории.

Таким образом, КВП формируется методом двойного следа, поэтому материальным носителем формы обеих производящих линий является кинематика станка, что предопределяет его кинематическую структуру для проектирования специального станка или выбора из известных станка иного назначения..

Обоснование схемы обработки КВП. Поскольку центр производящей окружности C смещен от оси КВП на расстояние e (рисунок 2 б), то при обработке точением относительное перемещение вершины резца образуется сочетанием, как минимум, двух элементарных движений, например, вращательного B_1 и осциллирующего O_2 (возвратно-поступательного), которые создают движение формирования окружности со скоростью резания $\Phi_V(B_1 O_2)$.

Необходимое для формирования КВП перемещение P_3 образуемой окружности C по винтовой линии шага T может осуществляться за счет дополнительного вращения B_1'' заготовки (рисунок 3, а) вокруг своей геометрической оси, согласованного с поступательным движением P_3 резца вдоль заготовки. Таким образом, в этом случае КВП формируется двумя сложными исполнительными движениями – движением профилирования со скоростью резания $\Phi_V(B_1' O_2)$ и винтовым движением подачи $\Phi_S(P_3 B_1'')$. Недостаток рассмотренной схемы – сложность сообщения заготовке дополнительного вращения B_1'' .

Так как вращение заготовки и возвратно-поступательное движение резца взаимосвязаны, то вместо дополнительного вращения заготовки B_1'' резцу может сообщаться дополнительное

возвратно-поступательное движение O_5 (рисунок 3, б). В этом случае поверхность формируется движениями $\Phi_V(B_1O_2)$ и $\Phi_S(\Pi_3O_5)$. Параметры возвратно-поступательного движения резца таковы, что центр формируемой окружности в любой момент времени отстоит от геометрической оси КВП на величину эксцентриситета профиля e . Эта схема обработки, как более простая, предпочтительна для обработки КВП на модернизированных универсальных станках.

Кроме указанных формообразующих движений для обработки КВП необходимы установочное и вспомогательные движения. Установочное движение Ucm (Π_4) (см. рисунок 3, б) обеспечивает настройку глубины резания. Обратное ему вспомогательное движение $Vcn_1(\Pi'_5)$, а также вспомогательное движение $Vcn_2(\Pi'_3)$ служат для возвращения резца в исходное положение.

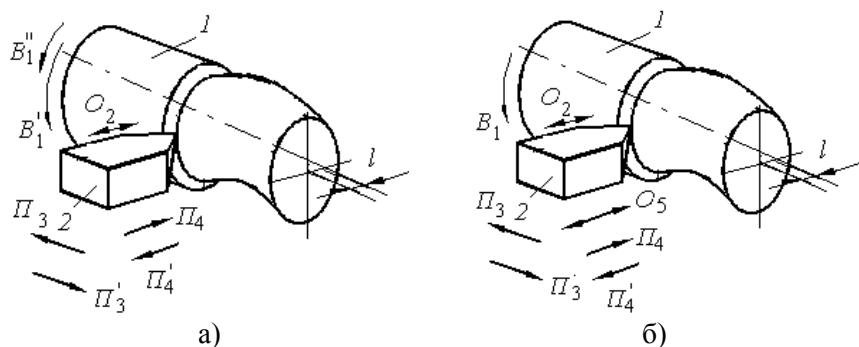


Рисунок 3 – Схемы точения КВП при сообщении дополнительного движения заготовке (а) или резцу (б)

Движения, необходимые для формирования КВП по схеме, согласно рисунку 3, б, обеспечивает кинематика универсального токарно-затыловочного станка, поэтому описанная схема обработки КВП реализуется на этом станке при соответствующем исполнении механизма возвратно-поступательного движения поперечного суппорта. Поскольку указанное движение суппорта осуществляется кулачковым механизмом, то изменение его конструкции связано с заменой кулачка затылования на кулачок формирования

окружности, эксцентрично расположенной относительно оси вращения заготовки. Схема обработки по 3, б реализована на универсальном токарно-затыловочном станке модели 1Б811 (рисунок 4) [4], кинематика которого обеспечивает возможность настройки всех параметров круговой винтовой поверхности.



Рисунок 4 – Фото модернизированного токарно-затыловочного станка модели 1Б811 с партией обработанных на нем винтовых роторов

Для обработки КВП в станке настраивают следующие кинематические цепи:

- цепь вращения шпинделя с заготовкой – устанавливают переключением коробки скоростей частоту его вращения в соответствии с заданной скоростью резания;
- цепь деления, связывающую шпиндель с поперечным суппортом, с помощью гитары деления, так чтобы передаточное отношение этой цепи было равно единице;
- цепь подач (перемещения продольного суппорта) – устанавливают с помощью коробки подач заданную величину подачи как при токарной обработке;
- цепь дифференциала (винторезную цепь) – настраивают гитару дифференциала (резьб) на шаг обрабатываемой круговой винтовой поверхности.

Из-за того, что центр формируемой окружности (поперечного сечения КВП) смещен относительно оси вращения заготовки на расстояние, равное эксцентриситету профиля, в процессе обработки непрерывно изменяются передний и задний рабочие углы режущего лезвия. Изменение этих углов необходимо учитывать при проектировании резца.

Таким образом, представление КВП как кинематической, формируемой относительным перемещением производящей окружности и винтовой линии, позволяет реализовать схему ее обработки на универсальном токарно-затыловочном станке, применение которого исключает необходимость в создании или приобретении специального станка и обеспечивает возможность изготовления импортозамещающей продукции – роторов винтовых насосов.

Литература

1. Балденко, Д.Ф. Одновинтовые гидравлические машины / Д.Ф. Балденко, Ф.Д. Балденко, А.Н. Гноевых. Т. 1. – М: ООО ИРЦГазпром», 2005. – 341 с.
2. Люкшин, В.С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов / В.С. Люкшин. – М.: Машиностроение, 1968. – 372 с.
3. Коновалов, Е.Г. Основы новых способов металлообработки / Е.Г. Коновалов. – Минск: Изд-во АН БССР, 1961. – 257 с.
4. Данилов, В.А. Технология механической обработки роторов винтовых насосов / В.А. Данилов, А.А. Чепурной// Горная механика и машиностроение. – 2013. – №4. – С. 36-43.

УДК 621.91.04

КИНЕМАТИЧЕСКАЯ СТРУКТУРА СТАНКА ДЛЯ ОБРАБОТКИ КРУГОВЫХ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВРАЩАЮЩИМСЯ ИНСТРУМЕНТОМ

Студент гр.10305219 Дударчик Д.С.

Научный руководитель – профессор Данилов В.А.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Беларусь

Постановка задачи. Кинематика станка определяется его кинематической структурой и кинематической схемой. Кинематическая структура представляет совокупность кинематических групп и межгрупповых связей, необходимых для реализации принятой схемы формообразования [1]. Она устанавливает функциональные связи исполнительных органов и механизмов станка, определяет принцип его работы для получения заданной поверхности и является основой для разработки кинематической схемы и компоновки. Поэтому разработка кинематической структуры является ответственным этапом схемотехнического проектирования станка. Рассмотрим эту задачу применительно к станку для обработки изделий, ограниченных круговой винтовой поверхностью (КВП). Под КВП понимается поверхность с поперечным сечением в виде окружности, центр которой расположен на винтовой линии определенного шага [2]. КВП ограничены, например, роторы одновинтовых насосов, широко применяемых в технологическом оборудовании различных отраслей промышленности [3].

Выбор схемы обработки. Основой кинематической структуры станка является схема обработки поверхности. Известны схемы обработки КВП, различающиеся кинематикой формирования поперечного сечения поверхности (окружности определенного радиуса) [4]. По первой схеме она формируется сложным движением, образованным вращением заготовки осциллирующим движением резца. Недостаток этой схемы – инерционные нагрузки, вызываемые осциллирующим движением суппорта с резцом, что ограничивает производительность обработки. Другим недостатком является то, что точность формирования окружности зависит от точности согласования скоростей образующих ее движений.

При обработке по второй схеме (рисунок 1) окружность формируется охватывающей резцовой головки, которой сообщается вращательное движение B_1 со скоростью резания (движение $\Phi_v(B_1)$) вокруг собственной геометрической оси, смещенной на величину эксцентриситета e относительно геометрической оси заготовки. Относительное поступательное движение Π_3 инструмента вдоль оси заготовки кинематически связано с вращением B_2 заготовки вокруг своей геометрической оси. Сочетанием движений B_2 и Π_3 создается винтовое движение подачи $\Phi_s(\Pi_3 B_2)$, необходимое для формирования второй производящей линии КВП.

При обработке КВП по этой схеме повышается по сравнению с первой схемой точность формирования окружности, так как она определяется не соотношением скоростей движений, а точностью шпиндельного узла. Существенным преимуществом данной схемы по сравнению с первой являются лучшие условия работы механизмов станка, вследствие исключения возвратно-поступательного движения инструмента. Благодаря этому, а также участию в работе нескольких режущих лезвий повышается производительность обработки. Данная схема особенно эффективна при обработке длинных (нежестких) заготовок, так как взаимно уравновешены радиальные составляющие сил резания, действующие на заготовку со стороны противоположно расположенных режущих лезвий резцовой головки.

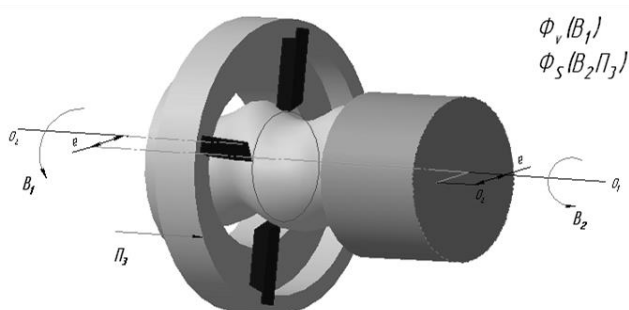


Рисунок 1 – Схема формирования КВП вращающимся инструментом

Синтез кинематической структуры станка. Основой для разработки кинематической структуры станка служит метод формообразования поверхности, представляющий сочетание методов формообразования ее образующей и направляющей [1]. Кинематика станка для обработки КВП должна обеспечивать формирование производящих линий поверхности (окружности и винтовой линии) и возможность настройки их геометрических параметров (диаметра поперечного сечения, шага и направления винтовой поверхности), а также скорости резания и подачи.

Исходными данными при разработке кинематической структуры станка являются:

- геометрия формируемой поверхности (круговая винтовая);
- метод формообразования поверхности (двойной след);
- применяемый инструмент (охватывающая вращающаяся резцовая головка).

Необходимое для формирования круговой винтовой поверхности перемещение образующей окружности по винтовой линии заданного шага осуществляется за счет винтового движения подачи. Таким образом, кинематика станка должна создавать простое движение резания Φ_v (вращение резцовой головки) и винтовое движение подачи Φ_s . Исполнительными органами станка для обработки КВП являются шпиндель с заготовкой, продольный и поперечный суппорты и установленная на поперечном суппорте резцовая головка. Структурная схема станка, реализующая рассмотренную схему формообразования (рисунок 2), обеспечивает следующие исполнительные движения:

- вращение резцовой головки B_1 ;
- вращение заготовки B_2 ;
- поступательное перемещение резцовой головки P_3 ;
- установочное перемещение резцовой головки P_4 .

Учитывая, что движения B_2 и P_3 кинематически связаны между собой в соответствии с шагом КВП, они образуют винтовое исполнительное движение $\Phi_s(B_2P_3)$.

Указанные движения создаются кинематическими группами главного движения $\Phi_v(B_1)$ и движения подачи $\Phi_s(B_2; P_3)$ (см. рисунок 1). Для задания параметров движений формообразования кинематические группы содержат соответствующие органы настройки:

i_{v1} – настройка частоты вращения заготовки – скорости движения $\Phi_v(B_1)$;

i_{v2} – настройка скорости движения $\Phi_s(B_2; P_3)$;

i_x – настройка шага формируемой круговой винтовой поверхности – траектории и направления движения $\Phi_s(B_2P_3)$.

Внутренняя связь кинематической группы движения $\Phi_v(B_1)$ представляет пару вращения, подвижным звеном которой является шпиндель резцовой головки. Внешняя связь 1-2- i_{v1} -3-4 соединяет двигателя M_1 через орган настройки i_{v1} с этим шпинделем. Внутренняя связь группы движения $\Phi_s(B_2; P_3)$ содержит кинематическую цепь, связывающую тяговое устройство 12 (движение P_3) со шпинделем, несущим заготовку (движением B_2), через орган настройки i_x . Внешняя связь этой группы 5-6- i_{v2} -7-8 соединяет двигатель M_2 с ее внутренней связью через звено соединения связей 8.

На основе кинематической структуры станка (см. рисунок 2) может быть осуществлена модернизация выпускаемых отечественной промышленностью станков, имеющих близкую кинематическую структуру для обработки КВП. К ним относятся, например, широкоуниверсальные зубошлифцифрезерные станки производства Витебского станкостроительного завода «Вистан», кинематика которых обеспечивает формообразование винтовых поверхностей на деталях типа валов. Модернизация станка заключается в его оснащении инструментальным блоком, оснащенным резцовой головкой и приводом ее вращения.

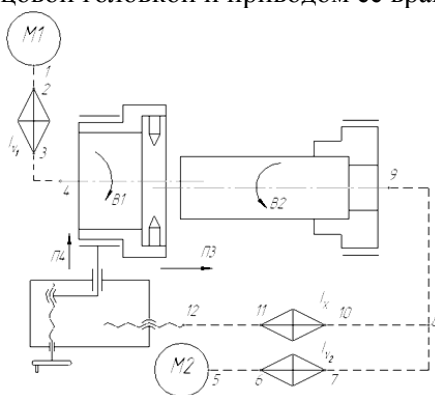


Рисунок 2 – Структурная схема станка для обработки КВП

Таким образом, представленная кинематическая структура может служить основой, как при создании специальных станков для обработки КВП, так и при модернизации универсального станочного оборудования.

Литература

1. Федотенок, А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков / А.А. Федотенок. – М. : Машиностроение, 1970. – 403 с.
2. Люкшин, В.С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов / В.С. Люкшин. – М.: Машиностроение, 1968. – 372 с.
3. Балденко, Д.Ф. Одновинтовые гидравлические машины / Д.Ф. Балденко, Ф.Д. Балденко, А.Н. Гноевых. Т.1. – М: ООО ИРЦГазпром», 2005. – 341 с.
4. Данилов, В.А. Разработка и реализация технологий формообразования круговых винтовых поверхностей резанием / В.А. Данилов, А.А. Чепурной, Ю.В. Ситько // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. – Прикладные науки. – 2009. – № 8. – С. 147-153.

УДК 621.91.04

СХЕМЫ ОБРАБОТКИ КУЛАЧКОВЫХ МУФТ ПО МЕТОДУ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЛЕНИЯ

Студент гр. 10305219 Дулуб А.Д.

Научный руководитель – профессор Данилов В.А.

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Постановка задачи. Формирование множества равномерно расположенных по окружности пазов кулачковых муфт обеспечивается исполнительным движением, образованным двумя согласованными вращательными движениями вокруг параллельных осей [1]. Реализация данной схемы формообразования возможна тремя практическими схемами обработки, различающимися распределением вращательных движений между инструментом и заготовкой: оба движения сообщаются или инструменту, или заготовке или одно вращательное движение сообщается

инструменту, а второе – заготовке. Более универсальным и простым в реализации является третий вариант распределения движений между инструментом и заготовкой. Режущим инструментом является резцовая головка 2 (рисунок 1) с равномерно расположенными на торце режущими зубьями 4 при сообщении ей вращательного движения B_2 вокруг оси 3, параллельной оси 5 вращения заготовки 1. Для формирования паза по глубине резцовой головке сообщают прямолинейное перемещение (движение врезания) Π_3 вдоль оси заготовки.

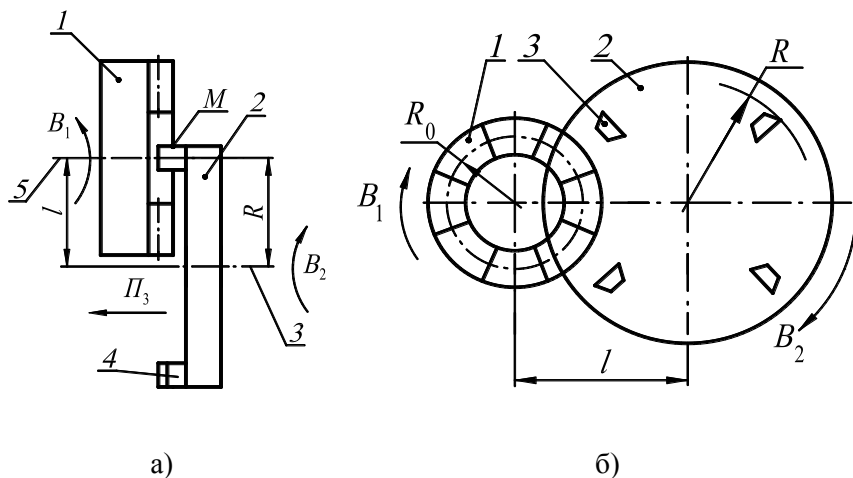


Рисунок 1 – Схемы обработки пазов резцовой головкой при $R=l$ (а) и $R \neq l$ (б)

Расстояние L между осями 3 и 5 равно радиусу R резцовой головки. Форма обработанных пазов зависит от отношения N угловых скоростей движений B_1 и B_2 и расстояния L . В частности, при $N=2$, $L=R$ и одинаково направленных вращательных движениях инструмента и заготовки формообразующая точка перемещается по эллипсу, проходящему через ось вращения заготовки. С увеличением R траектория формообразующей точки приближается к прямой, что обеспечивает возможность обрабатывать с допустимой погрешностью прямолинейные пазы. Так как отношение частот вращательных движений инструмента и

заготовки равно двум, то в этом случае число пазов в 2 раза больше числа резцов в головке и поэтому возможна обработка ТЗК только с четным числом пазов.

В относительном движении траектория точки, совершающей два вращательных движения, представляет собой циклоидальную кривую, описываемую системой уравнений

$$\begin{cases} x = L \cos \alpha - R \cos(\alpha (N - 1)) \\ y = L \sin \alpha + R \sin(\alpha (N - 1)) \end{cases} \quad (1)$$

где x, y – текущие координаты траектории, формируемой производящими элементами резцовой головки в прямоугольной системе координат с центром на оси вращения заготовки; L – расстояние между осями резцовой головки и заготовки; R – радиус резцовой головки; α – текущее значение угла поворота заготовки; N – отношение частот вращательных движений резцовой головки и заготовки.

В частности, при $N=2$, $L=R$ и одинаково направленных вращательных движениях инструмента и заготовки формообразующая точка перемещается по эллипсу, проходящему через ось вращения заготовки. С увеличением R траектория формообразующей точки приближается к прямой, что обеспечивает возможность обработки с допустимой погрешностью прямолинейных пазов. Данная схема реализована, например, на широкоуниверсальном зубошлицефрезерном станке модели ВС-50 производства Витебского станкостроительного завода «Вистан».

Задавая расстояние L между осями инструмента и заготовки, не равным радиусу резцовой головки R (рисунок 1, б), можно управлять траекторией исполнительного движения и, следовательно, геометрией обрабатываемых поверхностей. На этом основана, в частности, схема, обеспечивающая обработку как четного, так и нечетного числа пазов ТЗК с выпуклыми и вогнутыми боковыми поверхностями

В этом случае ось резцовой головки 2 устанавливается от оси заготовки 1 на расстоянии $L \neq R$. Для обеспечения движения

деления отношение N частот движений B_2 и B_1 настраивают пропорционально количеству пазов m :

$$N = \frac{n_2}{n_1} = \frac{m}{k} \quad (2)$$

где n_1 – частота вращения заготовки; n_2 – частота вращения резцовой головки; k – целое число, меньшее m и не кратное ему.

Требуемую форму обрабатываемого паза получают за счет настройки расстояния между осями резцовой головки и заготовки, а также радиуса установки режущих элементов на резцовой головке. При обработке сходящихся пазов указанное расстояние настраивают по зависимости [1]

$$L = \sqrt{R^2 + R_0^2 \frac{i \pm 2}{i}} \quad (3)$$

где R_0 – средний радиус расположения пазов; знак «минус» соответствует одинаково направленным, знак «плюс» – противоположно направленным вращательным движениям резцовой головки и заготовки.

Управление шириной пазов. Недостатком рассмотренных схем обработки являются ограниченные возможности по ширине формируемого паза, так как его профиль образуется методом копирования, и поэтому при увеличении его ширины возрастает сила резания, что затрудняет процесс обработки. Рассмотрим схему обработки, позволяющую обрабатывать пазы разной ширины одним и тем же инструментом. Для исключения влияния ширины обрабатываемых пазов на виброустойчивость станка и повышения универсальности режущего инструмента целесообразно формировать паз по ширине не одновременно, а последовательно, т.е. не методом копирования, а методом следа или комбинированным методом, представляющим сочетание методов копирования и следа. На этом принципе основана схема обработки пазов на торцах деталей [1], которая от рассмотренной отличается тем, что требуемую ширину пазов обеспечивают, сообщая заготовке

дополнительное вращение B_4 для профилирования пазов по ширине (рисунок 2).

В данном случае процесс обработки состоит из последовательно выполняемых этапов врезания и профилирования. На этапе врезания заготовке сообщают вращение B_1 с частотой n_1 , а резцовой головке – вращение B_2 с частотой n_2 в том же направлении, что и вращение B_1 . При этом $n_2/n_1=2$. Одновременно с движениями B_1 и B_2 резцовой головке сообщается также движение врезания $П_3$ вдоль оси Z , как и в предыдущем случае. При переходе к этапу профилирования изменяют отношение частот вращательных движений заготовки и резцовой головки, имевшее место на этапе врезания. Тем самым создается движение профилирования – относительное перемещение режущих зубьев резцовой головки вдоль контура заготовки.

Отношение частот вращательных движений заготовки и резцовой головки задают в зависимости от скорости и направления движения профилирования по формуле [2]

$$L = \sqrt{R^2 + R_0^2 \frac{i \pm 2}{i}} \quad (4)$$

$$\frac{n_1}{n_2} = 0,5 \pm \frac{S}{\pi d n_2}$$

где S – скорость движения профилирования; d – диаметр заготовки; знак «плюс» соответствует одинаково направленным вращению заготовки и движению профилирования, «минус» – противоположно направленным этим движениям.

Для обеспечения условия (5) частоту вращения заготовки изменяют по сравнению с этапом врезания на величину $\Delta n_1 = \frac{S}{\pi d}$

или частоту вращения резцовой головки на $\Delta n_2 = \frac{2S}{\pi d}$. Практически

это обеспечивается, например, при сообщении дополнительного вращения B_4 заготовке или резцовой головке соответственно с частотой Δn_1 или Δn_2 . Поэтому в первом случае частоту вращения заготовки n_1 на этапе профилирования задают по формуле

$$n_1 = 0,5n_2 \pm \frac{S}{\pi d} \quad (5)$$

а во втором – изменяют частоту вращения резцовой головки

$$n_2 = 2n_1 \pm \frac{2S}{\pi d} \quad (6)$$

В обоих случаях скорость движения профилирования $S = S_z z n_2$, где S_z – подача на зуб резцовой головки за один ее оборот.

Благодаря тому, что после выполнения этапа врезания изменяют соотношение частот вращательных движений резцовой головки и заготовки, обеспечивается возможность обрабатывать пазы, ширина которых не зависит от длины режущей кромки зуба инструмента, а определяется временем этапа профилирования. Поэтому данная схема позволяет обрабатывать более широкий диапазон деталей и обеспечивает универсальность инструмента.

Литература

1. Данилов, В.А. Прогрессивные технологии формообразования торцовых зубчатых контуров деталей машин / В.А. Данилов, Р.А. Киселев, О.В. Яловский. – Новополюцк: УО ПГУ, 2015. – 220 с.
2. Данилов, В.А. Анализ условий формирования пазов на торцах деталей методом кинематического профилирования / В.А. Данилов О.В. Яловский // Теория и практика машиностроения: междунар. научн.-техн. журнал.– 2004. – №2. – С. 14–16.

УДК 621.91.04

**ИССЛЕДОВАНИЕ И РЕАЛИЗАЦИЯ СХЕМЫ
ПОЛИГОНАЛЬНОГО ТОЧЕНИЯ МНОГОГРАННЫХ
ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЗАНИЕМ**

Студент гр.10305219 Кустов С.В.

Научный руководитель – ст. преподаватель Данилов А.А.

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Схемы и параметры полигонального точения. Многогранные детали обрабатывают фрезерованием с периодическим поворотом заготовки, что усложняет конструкцию станка и отрицательно влияет на производительность. Альтернативным фрезерованию является полигональное точение многогранных поверхностей, преимуществом которого является одновременное выполнение процессов профилирования и деления, благодаря чему повышается производительность обработки.

Полигональное точение основано на сложном движении формообразования $\Phi_v(B_1B_2)$, образованном согласованными вращательными движениями B_1 и B_2 вокруг параллельных осей L_1 и L_2 . Возможные схемы полигонального точения различаются типом режущего инструмента (резцовая головка внешнего или внутреннего касания) [1], распределением вращательных движений между инструментом и заготовкой, соотношением направлений этих движений и расстоянием l между их осями (рисунок 1), которое настраивается по формуле

$$l = r \pm R, (1),$$

где знак $+(-)$ соответствует встречной (попутной) схеме резания; r – радиус окружности, вписанной в многогранную поверхность; R – радиус резцовой головки.

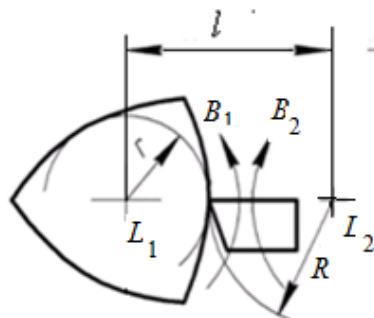


Рисунок 1 – Схема полигонального точения при встречном резании

Более широко применяется схема обработки при сообщении вращательных движений инструменту и заготовке, преимуществом которой является возможность реализации на многооперационных токарных станках, на широкоуниверсальном зубошлицефрезерном станке модели BC50 Витебского станкостроительного завода «Вистан», на станках-профиляторах фирмы «Wera» (Германия), на специализированных станках для полигонального точения, например фирмы Fastcut, и др.

Траектория движения профилирования при встречной схеме резания описывается системой уравнений

$$\begin{cases} x = l \cos \alpha - R \cos \alpha(i - 1) \\ y = l \sin \alpha + R \sin \alpha(i - 1) \end{cases} \quad (2)$$

где $i = \beta/\alpha$ – отношение частот вращательных движений резцовой головки и заготовки; $\beta(\alpha)$ – угол поворота резцовой головки (заготовки).

Уравнения (2) задают множество циклоидальных кривых, которыми в зависимости от значения параметра i могут быть: окружность ($i=1$), эллипс ($i=2$) и другие линии.

При решении задач проектирования и реализации операции полигонального точения практическое значение имеет анализ его технологических возможностей с точки зрения управления макрогеометрией формируемой многогранной поверхности [2], а также точности формообразования, изменения рабочих углов

режущих лезвий в зависимости от параметров схемы обработки и др., что связано с аналитическим исследованием схемы профилирования поверхности. Известные в литературе рекомендации по заданию параметров полигонального точения относятся преимущественно к обработке многогранников с четным числом граней при отношении угловых скоростей инструмента и заготовки, равном 2.

Учитывая, что двумя согласованными вращениями может формироваться множество различных траекторий исполнительного движения и соответственно профилей многогранных поверхностей, целесообразно проводить анализ схем полигонального точения на основе математического моделирования, позволяющего определить параметры, необходимые для обработки поверхностей с различным профилем граней.

Параметром, определяющим тип контурной кривой, формирующей профиль граней поверхности при полигональном точении, является отношение i частот вращательных движений инструмента и заготовки. Изменение других параметров схемы обработки позволяет модифицировать (корректировать) профиль формируемых граней, например, управлять его кривизной, не изменяя тип контурной кривой. Множество возможных значений параметра i ограничено тем, что его реализуемое значение одновременно с формированием требуемого профиля должно обеспечивать получение заданного числа конгруэнтных, равномерно расположенных по окружности граней обработанной поверхности, так как процессы формообразования и деления при полигональном точении осуществляются одновременно.

Одновременное выполнение этих процессов при кинематическом профилировании поверхности с m гранями резцовой головкой, оснащенной z резцами, возможно при выполнении условия [1]:

$$i = m/pz \quad (3)$$

где p – целое число, задающее последовательность обработки граней: при $p=1$ грани формируются последовательно, при $p=2$ – через одну; при $p=3$ – через две и т.д.

Изменяя последовательность обработки граней, один и тот же профиль многогранной поверхности можно обрабатывать резцовыми головками с различным числом резцов [2], что упрощает реализацию технологии полигонального точения за счет унификации резцовых головок. Условие (3) является исходным для определения числа z резцов режущего инструмента при проектировании операции полигонального точения.

Факторами, влияющими на радиус R резцовой головки для полигонального точения, являются требуемая точность формирования профиля грани и допускаемое изменение рабочих углов режущих лезвий. Возможность настройки этого параметра должна учитываться при конструировании режущего инструмента.

Анализ и обеспечение технологических возможностей полигонального точения многогранных поверхностей при проектировании станочной операции. Технологические возможности полигонального точения по форме обрабатываемых многогранных поверхностей определяются параметрами схемы профилирования и схемы формообразования поверхности по длине, поэтому для их обеспечения конструкции станка и режущего инструмента должны обеспечивать настройку этих параметров с требуемой точностью.

Как следует из уравнений (2), профиль отдельной грани зависит от кинематического i и геометрических r , R , l параметров, а профиль всей поверхности, определяемый количеством и формой граней, зависит от числа режущих элементов (рисунок 2). Например, при $i=1$ формируется грань, очерченная по окружности, при этом количество граней m обработанной поверхности равно числу режущих элементов z резцовой головки.

При $i=2$ на заготовке одним режущим элементом формируются две диаметрально противоположно расположенные грани, которые при определенном соотношении параметров r и R несущественно отличаются от плоских, что, при оснащении инструмента определенным количеством z режущих элементов, позволяет обрабатывать поверхности с четным числом граней: $m=4$, $m=6$, $m=8$ и т.д., соответственно при $z=2$, $z=3$, $z=4$ и т.д.

При $i < 2$ обработанная поверхность имеет выпуклые, а при $i > 2$ – вогнутые грани независимо от числа режущих элементов.

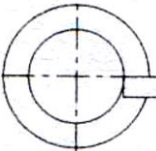

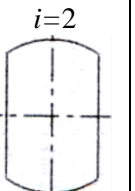
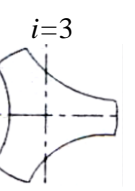
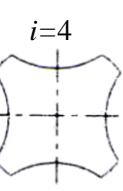
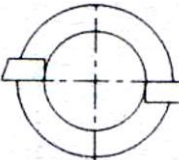
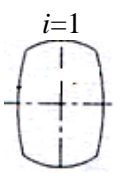
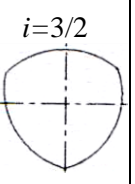
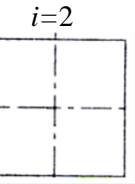
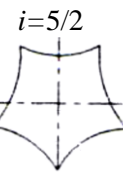
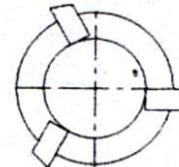

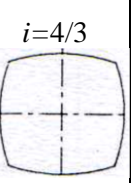


Тип инструмента	Профиль обработанной поверхности в зависимости от параметров i и z			
$Z=1$ 	$i=1$ 	$i=2$ 	$i=3$ 	$i=4$ 
$Z=2$ 	$i=1$ 	$i=3/2$ 	$i=2$ 	$i=5/2$ 
$Z=3$ 	$i=1$ 	$i=4/3$ 	$i=5/3$ 	$i=2$ 

Рисунок 2 – Технологические возможности полигонального точения по форме обработанных многогранных поверхностей

Следует отметить, что в некоторых станках, реализующих функцию полигонального точения, не предусмотрен орган настройки параметра i , а конструктивным исполнением кинематической цепи между инструментом и заготовкой его значение обеспечивается равным двум. Это ограничивает технологические возможности таких станков обработкой только многогранных деталей с четным числом граней, спрофилированных по эллипсу.

Для расширения технологических возможностей станка по форме обрабатываемых поверхностей указанная кинематическая цепь должна содержать орган настройки отношения частот вращения инструмента и заготовки в зависимости от профиля обрабатываемых граней. Конструктивно эта цепь может быть механического, электромеханического или мехатронного типов.

Кинематические цепи первого и второго типов снабжают механическими органами настройки, например, в виде гитары сменных зубчатых колес, а цепи мехатронного типа, характерные для станков с ЧПУ, – соответствующим электронным органом настройки отношения частот вращательных движений шпинделей, несущих режущий инструмент и заготовку.

Настраиваемое значение i должно соответствовать формируемому профилю и условию (3).

Инструменты для полигонального точения в зависимости от геометрических параметров обрабатываемых изделий могут быть дискового или стержневого типа, а в зависимости от предъявляемых требований к схеме обработки в отношении универсальности – регулируемые и нерегулируемые [2].

Из изложенного следует, что при проектировании операции полигонального точения многогранной поверхности по исходным данным, включающим: заданное количество граней, форму их профиля и радиус вписанной в него окружности, необходимо дополнительно к общему алгоритму проектирования операции механической обработки решить следующие задачи:

- установить отношение i частот вращательных движений режущего инструмента и заготовки, обеспечивающее формирование заданного профиля граней;
- определить число зубьев режущего инструмента, при котором и установленном значении i обеспечивается формирование требуемого числа граней поверхности;
- определить радиус режущего инструмента, исходя из требуемой точности формообразования граней и допускаемого изменения рабочих углов его режущих зубьев, а также настраиваемое расстояние между осями инструмента и заготовки;
- определить настраиваемую частоту вращения заготовки с учетом схемы резания (встречная или попутная).

Закключение. Из возможных схем полигонального точения многогранных поверхностей более простой в реализации является схема обработки резцовой головкой внешнего касания, основанная на сообщении ей и заготовке одинаково направленных вращательных движений вокруг параллельных осей. Необходимость одновременного выполнения процессов формообразования и деления ограничивает технологические

возможности метода полигонального точения в отношении профиля обработанных граней, что необходимо учитывать при проектировании технологической операции. Повышение универсальности станка для полигонального точения по форме поверхностей граней обеспечивается при введении в кинематическую цепь профилирования органа настройки отношения частот вращательных движений инструмента и заготовки.

Литература

1. Данилов, В.А. Формообразующая обработка сложных поверхностей резанием / В.А. Данилов. – Мн. : Наука и техника, 1995. – 264 с.
2. Данилов, А.А. Анализ и реализация схем полигонального точения многогранных поверхностей / А.А. Данилов // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. – Промышленность. Прикладные науки. – 2016. – № 11, с. 19-27.

УДК 621.91.04

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ПАЗОВ НА ТОРЦЕ КОЛЬЦЕВОЙ ДЕТАЛИ МЕТОДОМ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЛЕНИЯ

Магистрант Наранович В.Ф.

Научный руководитель – профессор Данилов В.А.

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Постановка задачи. Детали машин, имеющие на торце равномерно расположенные по окружности пазы, широко применяются в изделиях машиностроения для выполнения различных функций (индукторы АБС, храповые и кулачковые муфты и др.). Высокая производительность и точность расположения пазов обеспечиваются при их обработке методом непрерывного деления благодаря совмещению процессов

формообразования и деления. Поэтому этот метод положен в основу современных технологий формообразования пазов на торцах деталей [1], и его применение при разработке и реализации технологий обработки таких изделий имеет практическое значение.

Формообразование пазов рассматриваемым методом осуществляется в результате согласованных вращательных движений инструмента (резцовой головки) и заготовки вокруг параллельных или перпендикулярных осей. При этом профиль пазов формируется методом копирования за счет геометрии режущих лезвий инструмента, а форма их боковых поверхностей по длине – методом следа в соответствии с траекторией движения формообразования. В зависимости от параметров схемы обработки ею может быть окружность, эллипс либо иная замкнутая кривая, что позволяет обрабатывать пазы с выпуклыми, вогнутыми или близкими к плоским боковым сторонам. Анализ технологических возможностей схемы обработки по форме обрабатываемых поверхностей удобно выполнять с применением компьютерного моделирования, обеспечивающего наглядность процесса формообразования. Эта задача рассматривается ниже для схемы обработки пазов при сообщении заготовке и лезвийному инструменту согласованных вращательных движений вокруг параллельных осей.

Схемы формирования циклоидальных кривых. Известно, что при сообщении точке двух согласованных вращательных движений она перемещается по циклоидальной кривой (рисунок 1), некоторые участки которой могут служить производящими линиями обрабатываемых пазов. При анализе целесообразно рассматривать замкнутые линии, обеспечивающие непрерывность процесса формообразования и возможность многократного повторения траектории исполнительного движения, что часто требуется при обработке поверхностей резанием за несколько ходов

В математике циклоидальная кривая рассматривается как траектория формообразующей точки, определенным образом расположенной в плоскости производящей окружности, катящейся без скольжения по неподвижной окружности (рисунок 1). Принципиальные схемы кинематического формирования циклоидальных кривых отличаются относительным расположением

производящей и направляющей окружностей и положением формообразующей точки в плоскости, связанной с производящей окружностью. Указанные окружности могут иметь между собой внешнее (рисунок 1, а) или внутреннее (рисунок 1, б) касание. При этом формообразующая точка M может быть расположена внутри, вне или на производящей окружности.

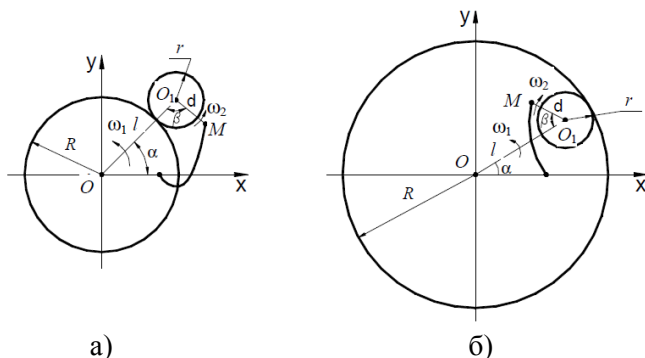


Рисунок 1 – Принципиальные схемы формирования эпициклоидальных (а) и гипоциклоидальных (б) кривых

Для использования циклоидальных кривых в качестве производящих линий при обработке поверхностей резанием необходимо знать влияние на их форму геометрических и кинематических параметров схем формообразования. Известно [2], что если производящая точка принадлежит подвижной окружности ($d=r$), то формируются обыкновенные циклоидальные кривые (эпи – или гипоциклоида). Если производящая точка расположена внутри производящей окружности ($d < r$), то образуются укороченные циклоидальные кривые. Если же производящая точка находится вне подвижной окружности ($d > r$), то формируются удлиненные циклоидальные кривые. Геометрические свойства формируемой линии зависят от значений параметров R , r , d , и она может состоять из множества последовательно образованных конгруэнтных участков. Это позволяет использовать такие циклоидальные кривые в качестве производящих линий множества определенным образом расположенных относительно друг друга

одинаковых поверхностей что важно, например, при обработке деталей с равномерно расположенными пазами.

Геометрическими параметрами схем формирования циклоидальных кривых являются:

- радиус R направляющей и радиус r производящей окружностей;
- расстояние d между формообразующей точкой M и центром O_1 производящей окружности.

Настраиваемыми геометрическими параметрами схем формирования циклоидальных кривых являются:

- расстояние l между центрами O и O_1 направляющей и производящей окружностей, которое при внешнем их касании составляет $l = R + r$, а при внутреннем касании $l = R - r$;
- коэффициент $\lambda = r/d$, определяющий расположение формообразующей точки относительно центра производящей окружности, который независимо от вида контакта направляющей и производящей окружностей может удовлетворять одному из трех условий: $\lambda < 1$; $\lambda = 1$; $\lambda > 1$.

В схемах обработки, основанных на сообщении вращательных движений инструменту и заготовке, параметр l является расстоянием между их осями, а параметр d – радиусом режущего инструмента.

Кинематическим параметром рассматриваемых схем, влияющим на форму образуемой линии, является отношение $i = \omega_2 / \omega_1$ угловой скорости ω_2 вращения формообразующей точки M вокруг центра O_1 производящей окружности и угловой скорости ω_1 поворота центра O_1 производящей окружности относительно центра O направляющей окружности. Если это отношение i выражается целым числом, то любая формируемая линия состоит из i конгруэнтных участков и является замкнутой.

При анализе схем формирования циклоидальных кривых переменными являются не только параметры i , l , d схем формирования, но и их отношения (коэффициенты λ , η), необходимые для настройки формообразующей системы станка. Это важно для реализации кинематических схем обработки независимо от структуры станков, основанных на сообщении планетарного движения профилирования или инструменту, или заготовке или на взаимосвязанных вращательных движениях

инструмента и заготовки в соответствии со значением кинематического коэффициента i . Рассмотрен случай, когда этот коэффициент имеет целое значение.

Результаты исследования. В результате аналитического исследования и компьютерного моделирования движения режущей кромки (некоторые результаты компьютерного моделирования представлены на рисунках 2-4) установлено:

- количество ветвей гипоциклоиды, которые описывает режущая кромка, соответствует передаточному отношению i частот вращения заготовки и инструмента, когда оно принимает целые значения (рисунок 2);

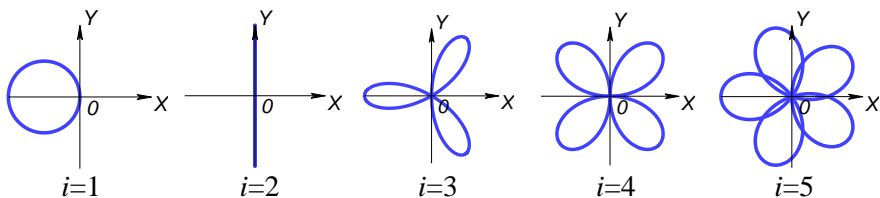


Рисунок 2 – Зависимость траектории режущей кромки от передаточного отношения i

- коэффициент $\lambda = r/d$, характеризует отклонение траектории режущей кромки от окружности (рисунок 3): чем больше его значение, тем траектории ближе к окружности;

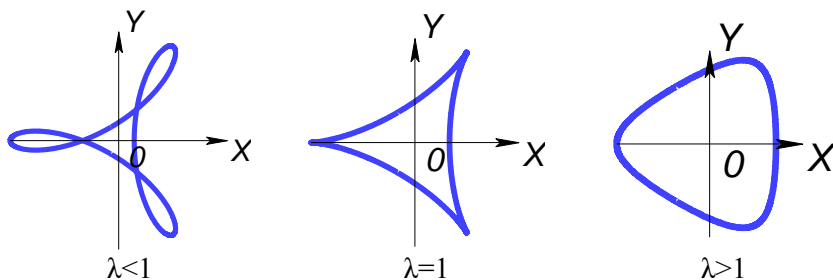


Рисунок 3 – Зависимость траектории режущей кромки при целом значении кинематического коэффициента ($i=3$) от коэффициента λ

- коэффициент $\eta=l/d$ определяет положение кривой по отношению к центру осей координат (рисунок 4): при $\eta=1$ траектория движения формообразования проходит через начало координат.

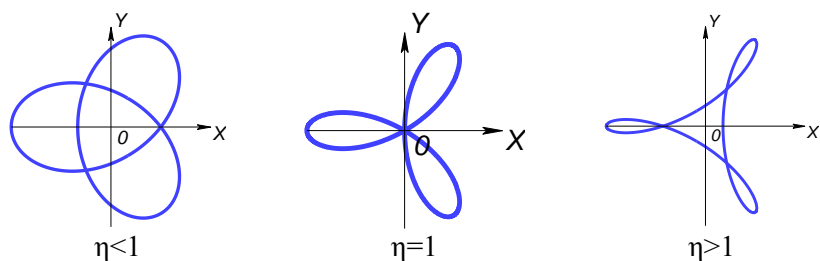


Рисунок 4 – Зависимость траектории режущей кромки при целом значении кинематического коэффициента ($i=3$) от коэффициента η

Таким образом, на основе моделирования схемы обработки пазов резцовыми головками при сообщении инструменту и заготовке согласованных вращательных движений вокруг параллельных осей определены геометрические и кинематические условия формообразования пазов при непрерывном движении деления. Управление формой образуемых линий, как следует из анализа моделей процессов их образования, достигается кинематическим и геометрическим методами. Использование результатов компьютерного моделирования геометрии замкнутых циклоидальных кривых позволяет упростить выбор производящих линий и определение параметров схемы обработки резанием пазов на торцах деталей в зависимости от их геометрии.

Литература

1. Данилов, В.А. Прогрессивные технологии формообразования торцовых зубчатых контуров деталей машин / В.А. Данилов, Р.А. Киселев, О.В. Яловский. – Новополюцк: УО ПГУ, 2015. – 220 с.
2. Выгодский, М.Я. Справочник по высшей математике / М.Я.Выгодский. – М.: Наука, 1997. – 870с.

УДК 621.9.022.2

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИИ ТОРЦОВОЙ ФРЕЗЫ С УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫМ КОРПУСОМ

Студент гр.10305218 Шпакевич Д.А.

Научный руководитель – ст. преподаватель Касач Ю.И.

Белорусский национальный технический университет

Минск, Беларусь

Основные направления развития машиностроения предусматривают дальнейшее повышение его эффективности, интенсификации, уменьшение сроков создания, освоения и производства новой прогрессивной техники [1]. Важнейшей тенденцией современной металлообработки является создание высокопроизводительного металлорежущего инструмента, способного работать на высоких скоростях резания и подачах. С учетом этих требований была разработана сборная торцовая фреза со сменными неперетачиваемыми пластинами с повышенными динамическими свойствами.

Фреза предназначена для черновой обработки поковок из чугуна СЧ20 на станке HAAS UMC-500. Схема фрезерования – симметричная; обрабатываемая поверхность шириной 150 мм открытая, плоская, сплошная; шероховатость обработанной поверхности – 6,3 мкм.

Основным элементом конструкции торцевой фрезы со сменными пластинами является обрабатывающая головка – корпус фрезы. Аналогом конструкции послужила фреза фирмы Mitsubishi модели ASX400 [2]. Материалом корпуса фрезы выбрана сталь 40ХГНМ. Конструктивно были определены параметры корпуса фрезы: ширина $B=62$ мм; диаметр $D=159$ мм; вылет пластин из корпуса по боковым сторонам 0,5 мм.

Для облегчения корпуса и, таким образом, снижения динамических нагрузок при высокоскоростной обработке, в корпусе предусмотрены дополнительные отверстия. Исходя из диаметра фрезы, конструктивно определено количество отверстий в корпусе фрезы $n=15$ и их диаметр $d=15$ мм. 3D-модель корпуса фрезы выполнена в среде SolidWorks 2020 (рисунок 1).

Дополнительные отверстия в корпусе могли его ослабить до опасных пределов. Для оценки жесткости и прочности

спроектированной фрезы был приведен статистический МКЭ-анализ различных нагруженных состояний фрезы, установленной на оправке с конусом 7:24 с использованием программа ANSYS. Импорт геометрии инструмента осуществлялся через промежуточный формат «.x_t».

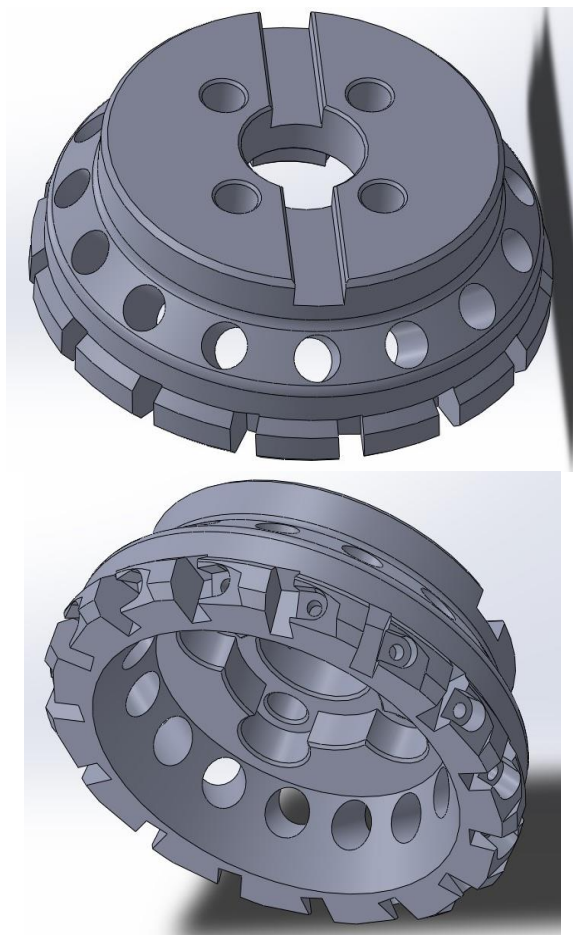


Рисунок 1 – 3D-модель корпуса торцевой фрезы

Расчет общей деформации и эквивалентного напряжения по Мизесу представлен на рисунках 2, 3 соответственно.

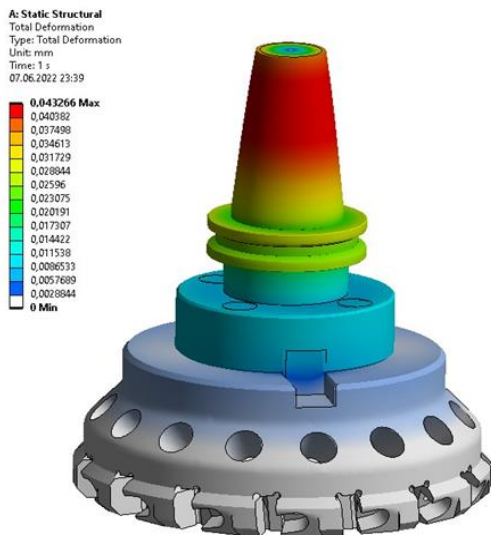


Рисунок 2 – Общая деформация фрезы с оправкой

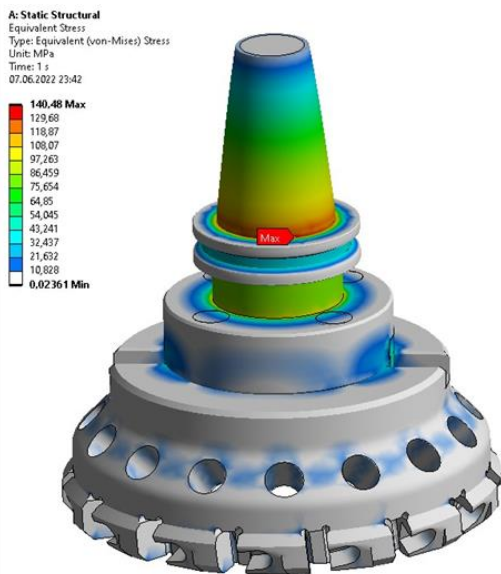


Рисунок 3 – Эквивалентные напряжения по Мизесу

В процессе анализа сборки фреза-оправка выделены два наиболее нагруженные области в процессе работы. Одно из них – место передачи крутящего момента от оправки к фрезе. Крутящий момент от оправки к фрезе передается с помощью двух шпонок и четырех винтов. В процессе работы фрезы возникают большие силы резания, и существует вероятность, что шпонки вместе с винтами могут деформироваться или в худшем случае, даже срезать.

Анализ работы фрезы показал: концентраторы напряжения в местах передачи крутящего момента отсутствуют, а общая деформация всей сборки не превышает 0,04 мм, что является допустимым; концентраторы напряжений в перемычках между проделанными отверстиями присутствуют, но они незначительны, что позволяет сделать вывод: проделанные отверстия никоим образом не сказались на жёсткости инструмента.

Второе потенциально опасное место – крепления режущих пластин в корпусе фрезы. Данный элемент конструкции так же может быть подвержен деформациям из-за больших сил резания, поэтому следует нагрузить этот элемент конструкции и провести анализ. На режущую кромку неперетачиваемой пластины была приложена сила 800 Н.

Моделирование процесса работы показало, что большие концентрации напряжений возникают только на режущей кромке пластинки, а общая деформация не превышает 0.007 мм, что является допустимой нормой. Результаты расчета общей деформации и эквивалентного напряжения по Мизесу для пластины представлен на рисунках 4 и 5, соответственно.

Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что разработанная торцевая фреза обладает достаточными прочностными показателями для обеспечения точности обработки.

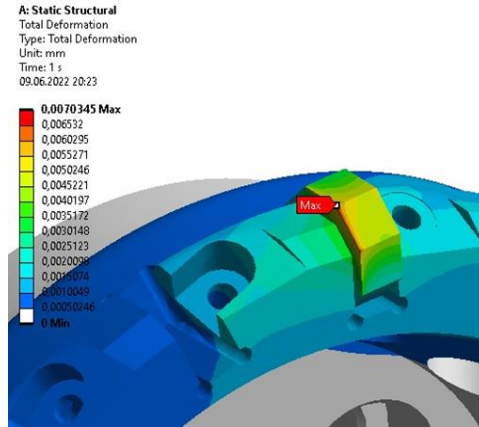


Рисунок 4 – Общая деформация пластины

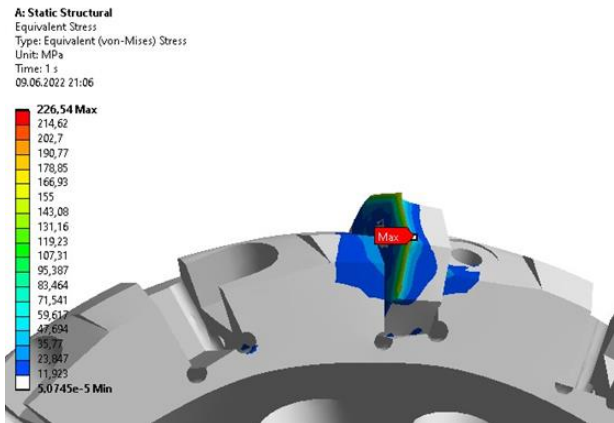


Рисунок 5 – Эквивалентные напряжения по Мизесу для пластины

Литература

1. САПР технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов: учеб. пособие для ВУЗов / В.И. Аверченков, И.А. Каштальян, А.П. Пархутик. – Мн.: Высшая школа, 1993. – 288 с.
2. Национальный правовой Интернет-портал Республики Беларусь [Электронный ресурс]. – Режим доступа: https://vadza.com/media/k2/attachments/2Frezy_serii_ASX400_dlya_ustupov.pdf – Дата доступа: 24.06.2022.

Электронное издание

НИРС МСФ-2022

**Сборник материалов
72-й студенческой научно-технической конференции**

Секция «Металлорежущие станки и инструменты»

Машиностроительный факультет

Белорусский национальный технический университет

Компьютерная верстка Л.А.Колесников

E-mail: mstools@bntu.by
<http://www.bntu.by/mstools.html>