

Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»

Міністерство освіти і науки України

Інститут проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного

Національна академія наук України

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

Берлізова Тетяна Юріївна

УДК 621.438.62-226-2

ДИСЕРТАЦІЯ

**Скінченно-елементний аналіз термопружного стану охолоджуваної
монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна**

05.02.09 – динаміка та міцність машин

технічні науки

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей,
результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело

 Т.Ю. Берлізова

Науковий керівник: Воробйов Юрій Сергійович, доктор технічних
наук, професор

Харків – 2018

АНОТАЦІЯ

Берлізова Т.Ю. Скінченно-елементний аналіз термопружного стану охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.02.09 – динаміка та міцність машин (технічні науки). – Інститут проблем машинобудування ім. А. М. Підгорного Національної академії наук України, м. Харків, 2018.

Робочі лопатки сучасних газотурбін перебувають в умовах високих температур, дії відцентрових сил і газодинамічного навантаження. Тому вони все частіше виготовляються з жароміцних монокристалічних сплавів з високими показниками міцності. Крім того, сучасні лопатки мають складну систему охолоджуючих каналів і отворів для виходу охолоджуючого повітря. Пружні властивості монокристалічних сплавів є неоднорідними і залежать від напрямку кристалографічних осей. При роботі таких лопаток виникають тривимірні температурні поля з високими градієнтами температур і, як наслідок, термопружний напружено-деформований стан з високими величинами напружень. Важливе значення мають також дослідження залежності напружено-деформованого стану лопатки від орієнтації кристалографічних осей.

У зв'язку з цим актуальною науково-технічною задачею динаміки та міцності машин є розробка розрахункових моделей та аналіз особливостей температурного та термопружного напружено-деформованого стану монокристалічних охолоджуваних лопаток з урахуванням орієнтації кристалографічних осей. Результати досліджень дозволяють виявити закономірності розподілу напружень і їх локалізацію, що має велике практичне значення.

Метою роботи є визначення напружено-деформованого стану (НДС) по об'єму лопатки та впливу на його особливості орієнтації кристалографічних осей монокристалічної охолоджуваної лопатки.

Для досягнення поставленої мети необхідно розв'язати ряд задач:

- розробити математичну модель охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна з урахуванням конструктивно-технологічних особливостей, форми і неоднорідності матеріалу;
- розробити скінченно-елементну модель монокристалічної охолоджуваної лопатки;
- провести аналіз напружено-деформованого стану лопатки під дією відцентрових сил, температурного поля та з урахуванням обох параметрів;
- визначити та дослідити залежності напружено-деформованого стану лопатки від орієнтації кристалографічних осей (аксіальної та азимутальної).

Об'єктом дослідження є температурний та термопружний напружено-деформований стан.

Предметом дослідження є охолоджувана монокристалічна лопатка газотурбінного двигуна (ГТД).

Методи дослідження. Теоретичні положення дисертації ґрунтуються на сучасних методах моделювання напружено-деформованого стану конструкції. Метод скінченних елементів використовувався для аналізу температурного та термопружного НДС. Сучасні програмні комплекси інженерного аналізу було застосовано для розв'язання практичних задач.

Наукова новизна одержаних результатів полягає у наступному:

- вперше розроблена математична та скінченно-елементна модель для лопатки з вихровою та частково плівковою системою охолодження, яка враховує зміну термопружного НДС залежно від властивостей матеріалу;
- набули подальшого розвитку розрахункові моделі монокристалічної охолоджуваної лопатки ГТД з урахуванням термопружного НДС, які враховують безперервний перерозподіл температур по об'єму лопатки;

- вперше отримані залежності перерозподілу напружень по об'єму лопатки, вхідній та вихідній кромках, залежно від орієнтації та кута відхилення кристалографічних осей, що дозволило визначити зони локалізації максимальних напружень.

Практичне значення одержаних результатів для машинобудівної галузі мають дослідження термопружного стану монокристалічних лопаток з вихровою системою охолодження з урахуванням впливу орієнтації кристалографічних осей. Результати досліджень дозволять виявити закономірності розподілу напружень і їх локалізацію та розробити рекомендації на допустимі відхилення орієнтації кристалографічних осей (КГО), що має велике практичне значення.

Деякі отримані в дисертаційній роботі результати було впроваджено на ДП НВКГ «Зоря» - «Машпроект» та ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О. Г. Івченко.

У дисертації наведено огляд робіт, в яких закладені основи фізичних моделей і аналізу процесів спрямованої кристалізації матеріалів. Надано відомості щодо різних методів кристалізації, дано опис особливостей деформування матеріалу при статичному навантаженні. Проведено аналіз результатів теоретичних і експериментальних досліджень як вітчизняних, так і зарубіжних авторів.

У роботі обґрунтовано необхідність використання тривимірних математичних моделей для аналізу термопружного стану монокристалічної лопатки з урахуванням орієнтації кристалографічних осей. Показано, що конструкція монокристалічної лопатки з вихровою і частково плівковою системами охолодження відрізняється складною геометричною формою і неоднорідністю властивостей матеріалів як початкових, так і тих, що виникають у неоднорідному температурному полі. Показана необхідність урахування безперервної зміни температурного поля, що дозволяє виявити сплески температурних напружень на межах областей з різними температурами.

Показано порівняння напружено-деформованого стану лопатки без урахування температурного поля і при впливі робочої температури, яка призводить до збільшення максимальних напружень. У неоднорідному температурному полі виникають температурні напруження, які розподілені нерівномірно по об'єму лопаток. У ряді випадків виникають концентрація і локалізація напружень на поверхні каналів для виходу охолоджуючого повітря.

Побудовано залежності максимальних еквівалентних напружень при аксіальній і азимутальній орієнтації кристалографічних осей по об'єму всієї лопатки, а також залежності максимальних еквівалентних напружень в точках на вхідний і вихідний кромках лопатки. Наведено зміну полів еквівалентних напружень на поверхні лопатки, а також локалізацію максимальних напружень в охолоджуючих каналах і їх перерозподіл при зміні кута повороту.

Проведено аналіз зміни кутів повороту кристалографічних осей, та показано необхідність обмеження відхилення для запобігання появи небезпечних термопружних напружень.

Чисельні розрахунки виконуються за допомогою методу скінченних елементів, який враховує специфіку даного процесу.

Ключові слова: газотурбінний двигун, монокристалічна лопатка, кристалографічні осі, метод скінченних елементів, термопружність, напружено-деформований стан.

Перелік публікацій здобувача

1. Евченко Т. Ю., Жондковски Р., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Анализ термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД // Механіка та машинобудування. 2013. № 1. С. 23 – 28.
2. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Кулишов С.Б., Скрицкий А.Н. Особенности температурного и термоупругого состояния монокристаллической охлаждаемой лопатки ГТД // Авиационно-космическая техника и технология. 2014. № 10 (117). С. 75 – 78.

3. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Зависимость термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки от азимутальной ориентации кристаллографических осей // Вісник НТУ «ХП». Сер. Нові рішення в сучасних технологіях: зб. наук. пр. Харків: НТУ «ХП», 2015. № 39 (1148). С. 21 – 25.

4. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р. Напряженно – деформированное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД в температурном поле с учетом влияния ориентации кристаллографических осей // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2015. №4. С. 15 – 19.

5. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Махненко О. В., Овчарова Н. Ю., Кулаков П. Н. Проблемы использования новых материалов для лопаточного аппарата турбомашин // Вісник НТУ «ХП». Сер. Енергетичні та теплотехнічні процеси й устаткування: зб. наук. пр. Харків : НТУ «ХП», 2016. № 9(1181). С. 44 – 49.

6. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р. Влияние азимутальной ориентации кристаллографических осей на термоупругое состояние лопатки ГТД с вихревой системой охлаждения // Проблемы прочности. 2016. №3. С. 15 – 24.

7. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Жондковски Р., Овчарова Н. Ю. Комплексный анализ термоупругого и вибрационного состояния монокристаллической лопатки с вихревой системой охлаждения // Механіка та машинобудування. 2017. № 1. С. 22 – 31.

8. Berlizova T. Yu., Vorob'ev Yu. S., Ovcharova N. Yu., Êondkowski R. The Influence of Azimuth Orientation of Crystallographic Axes on Thermoelastic State of a GTE Blade with a Vortex Cooling System // Strength of Materials. 2016. Vol. 48. P. 349–356.

9. Берлизова Т. Ю. Термонапряженное состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом азимутальной ориентации кристаллографических осей // Совершенствование турбоустановок методами

математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков. ИПМаш НАН України. 2015. С. 1 – 7.

10. Евченко Т. Ю., Овчарова Н. Ю. Особенности термоупругой задачи для охлаждаемой монокристаллической лопатки газотурбинного двигателя // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доповідей. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України. 2013. С. 1.

11. Берлизова Т. Ю. Термоупругое состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України. 2014. С. 3.

12. Берлизова Т. Ю. Температурное и термоупругое состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України. 2015. С. 1.

13. Берлизова Т. Ю. Влияние поворота кристаллографических осей на термонапряженное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України. 2016. С. 8.

14. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р., Кулаков П. Н. Проблемы статической и вибрационной прочности лопаток турбомашин при использования новых материалов // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков: ИПМаш НАН України. 2017. С. 1 – 2.

15. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю. Влияние кристаллографических осей на термонапряженное состояние монокристаллической охлаждаемой лопатки // Актуальні проблеми

прикладної механіки та міцності конструкцій: VI міжнар. наук.-техн. конф.
Запоріжжя. 2017. №1. С. 57 – 64.

ABSTRACT

Berlizova T.Yu. Finite element analysis of the thermoelastic state of the cooled single-crystal gas turbine blade. – Manuscript

The thesis for a candidate of technical sciences degree in specialty 05.02.09 – Dynamics and Strength of Machines (engineering sciences). – A. Podgorny Institute for mechanical engineering problems NAS Ukraine, Kharkov, 2018.

The working blades of modern gas turbines are under high-temperature conditions, the effects of centrifugal forces and gas-dynamic loading. In this regard, they are increasingly made of high-temperature single-crystal alloys, which have high strength. In addition, such blades have a complex system of cooling channels and holes for the exit of cooling air. The elastic properties of single-crystal alloys are inhomogeneous and depend on the direction of the crystallographic axes. They allow increasing the resource. In this regard, the important question is the analysis of thermoelastic stress-strain state (SSS) of monocrystalline cooled blades.

The aim of the thesis is to determine the stress-strain state over the volume of the blade and the effect on its features of the crystallographic axes orientation of a single-crystal cooled blade. To achieve this goal, it is necessary to solve a number of tasks:

- analysis the literature sources on the dissertation topic, and the clarification of the main research areas;
- developed a model of a cooled single-crystal blade of a gas turbine engine, taking into account structural and technological features, shape and heterogeneity of the material;
- developed a finite element model of a single-crystal cooled blade;
- analysis the stressed-deformed state of the blade under the action of centrifugal forces, temperature field, and taking into account both parameters.

– the dependence exploring of the blade stressed-deformed state of the blade on the orientation of the crystallographic axes (axial and azimuthal).

The *object of investigation* is the temperature and thermoelastic stress-strain state.

The *subject of the study* is a cooled single-crystal gas turbine engine (GTD) blade.

Methods of research. Theoretical provisions of the dissertation are based on modern methods of modeling the stress-strain state of a structure. The finite element method is used to analyze the temperature and thermoelastic stress-strain state (SSS). Modern software complexes of engineering analysis are used to solve practical problems.

In the thesis, the calculation models for determining the thermoelastic stress-strain state of monocrystalline vanes, that are distinguished by taking into account the continuous redistribution of temperatures over the volume of the blade, have been further developed;

– the mathematical and finite element models for a blade with a vortex and partially film cooling system are first developed, that takes into account the change in the thermoelastic SSS depending on the properties of the material;

– calculation models of a single-crystal cooled gas turbine blade have been further developed taking into account the thermo elastic SSS, taking into account the continuous redistribution of temperatures over the volume of the blade;

– for the first time, the dependences of redistribution of stresses on the volume of the blade, input and output edges, depending on the orientation and angle of deflection of the crystallographic axes, are obtained, that made it possible to determine zones of localization of the maximum stresses.

Practical significance for engineering industry is in analysis of the thermoelastic state of single-crystal blades with a vortex cooling system, taking into account the effect of the crystallographic axes orientation. The results of the investigations will reveal the patterns of stress distribution and their localization

and develop recommendations for permissible deviations in the orientation of the crystallographic axes, which is of great practical importance.

Some of the results obtained in the thesis are implemented at the compressors at Gas Turbine Research & Production Complex Zorya-Mashproekt and Ivchenko-Progress State Enterprise, which is documented.

In this dissertational work the analysis of available in the literature works where foundations of physical models and analysis of the processes of directed crystallization of materials is done. Information on various methods of crystallization is given, and the features of material deformation under static load are described. The analysis of theoretical and experimental studies of both domestic and foreign authors is carried out.

The necessity of using three-dimensional mathematical models for analyzing the thermoelastic state of a single-crystal blade with the orientation of the crystallographic axes is justified. It is shown that the design of a monocrystalline blade with vortex and partially film cooling systems is characterized by a complex geometric shape and heterogeneity of the material properties, both initial and arising in an inhomogeneous temperature field. It is shown that it is necessary to take into account the continuous variation of the temperature field that makes it possible to detect bursts of temperature stresses at the boundaries of regions with different temperatures.

The stress-strain state of the blade is compared with the temperature field and under the influence of the working temperature. The temperature leads to an increase in the maximum stresses. In an inhomogeneous temperature field, temperature stresses arise that are distributed unevenly over the blades volume. In a number of cases, concentration and localization of stresses on the surface of the exit channels for cooling air occurs.

The dependences of the maximum equivalent stresses for the axial and azimuthal orientations of the crystallographic axes over the volume of the entire blade are obtained, as well as the dependence of the maximum equivalent stresses at the points at input and output edges of the blade. Variation of fields of

equivalent stresses on the blade surface, as well as localization of the maximum stresses in the cooling channels and their redistribution with a change in the rotation angle are given.

The limitations on the change in the rotation angles of the crystallographic axes to prevent the appearance of dangerous thermoelastic stresses are estimated. The necessity of restrictions on the deviation of the crystallographic axes is shown.

Numerical calculations are performed using the finite element method, that takes into account the specifics of this process.

Keywords: gas turbine engine, single-crystal blade, azimuthal and axial orientation, crystallographic here.

List of publisher publications.

1. Евченко Т. Ю., Жондковски Р., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Анализ термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД // Механіка та машинобудування. 2013. № 1. С. 23 – 28.
2. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Кулишов С.Б., Скрицкий А.Н. Особенности температурного и термоупругого состояния монокристаллической охлаждаемой лопатки ГТД // Авиационно-космическая техника и технология. 2014. № 10 (117). С. 75 – 78.
3. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Зависимость термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки от азимутальной ориентации кристаллографических осей // Вісник НТУ «ХП». Сер. Нові рішення в сучасних технологіях: зб. наук. пр. Харків: НТУ «ХП», 2015. № 39 (1148). С. 21 – 25.
4. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р. Напряженно – деформированное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД в температурном поле с учетом влияния ориентации кристаллографических осей // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2015. №4. С. 15 – 19.

5. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Махненко О. В., Овчарова Н. Ю., Кулаков П. Н. Проблемы использования новых материалов для лопаточного аппарата турбомашин // Вісник НТУ «ХП». Сер. Енергетичні та теплотехнічні процеси й устаткування: зб. наук. пр. Харків : НТУ «ХП», 2016. № 9(1181). С. 44 – 49.
6. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р. Влияние азимутальной ориентации кристаллографических осей на термоупругое состояние лопатки ГТД с вихревой системой охлаждения // Проблемы прочности. 2016. №3. С. 15 – 24.
7. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Жондковски Р., Овчарова Н. Ю. Комплексный анализ термоупругого и вибрационного состояния монокристаллической лопатки с вихревой системой охлаждения // Механіка та машинобудування. 2017. № 1. С. 22 – 31.
8. Berlizova T. Yu., Vorob'ev Yu. S., Ovcharova N. Yu., Êondkowski R. The Influence of Azimuth Orientation of Crystallographic Axes on Thermoelastic State of a GTE Blade with a Vortex Cooling System // Strength of Materials. 2016. Vol. 48. P. 349–356.
9. Берлизова Т. Ю. Термонапряженное состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом азимутальной ориентации кристаллографических осей // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков. ИПМаш НАН України. 2015. С. 1 – 7.
10. Евченко Т. Ю., Овчарова Н. Ю. Особенности термоупругой задачи для охлаждаемой монокристаллической лопатки газотурбинного двигателя // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доповідей. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2013. С. 1.
11. Берлизова Т. Ю. Термоупругое состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // Сучасні проблеми машинобудування: Тези

доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2014. С. 3.

12. Берлизова Т. Ю. Температурное и термоупругое состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2015. С. 1.

13. Берлизова Т. Ю. Влияние поворота кристаллографических осей на термонапряженное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2016. С. 8.

14. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р., Кулаков П. Н. Проблемы статической и вибрационной прочности лопаток турбомашин при использования новых материалов // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков: ИПМаш НАН Украины. 2017. С. 1 – 2.

15. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю. Влияние кристаллографических осей на термонапряженное состояние монокристаллической охлаждаемой лопатки // Актуальні проблеми прикладної механіки та міцності конструкцій: VI міжнар. наук.-техн. конф. Запоріжжя. 2017. №1. С. 57 – 64.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	4
РОЗДІЛ 1 ОГЛЯД МЕТОДІВ І РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МОНОКРИСТАЛІЧНИХ ЛОПАТОК	8
1.1 Стан проблеми дослідження матеріалів зі спрямованою кристалізацією.....	8
1.2 Огляд теоретичних та експериментальних досліджень	17
1.3 Результати застосування розрахункових моделей монокристалічних лопаток і їх аналіз.....	23
Висновки за розділом 1.....	26
РОЗДІЛ 2 МЕТОД РОЗРАХУНКУ ДЛЯ АНАЛІЗУ НДС ОХОЛОДЖУВАНОЇ МОНОКРИСТАЛІЧНОЇ ЛОПАТКИ.....	28
2.1 Особливості побудови скінченно-елементної моделі	28
2.2 Особливості моделювання НДС охолоджуваної монокристалічної лопатки	31
2.3 Особливості моделювання термопружного стану монокристалічної лопатки.....	40
2. 4 Скінченно-елементна реалізація моделі.....	45
Висновки за розділом 2.....	57
РОЗДІЛ 3 ТЕРМОПРУЖНА ЗАДАЧА	59
3.1 Аналіз температурного стану лопаток.....	59
3.2 Аналіз термопружного напружено-деформованого стану лопатки.....	66
3.3 Напружено-деформований стан лопатки без урахування впливу температурного поля.....	72
Висновки за розділом 3.....	76
РОЗДІЛ 4 ВПЛИВ ВІДХИЛЕННЯ ОРІЄНТАЦІЇ КРИСТАЛОГРАФІЧНИХ ОСЕЙ НА ТЕРМОПРУЖНИЙ СТАН ЛОПАТКИ.....	77
4.1 Неохолоджувані монокристалічні лопатки	77

	3
4.2 Охолоджувані монокристалічні лопатки	80
4.3 Оцінка впливу на НДС лопатки азимутального відхилення кристалографічних осей	81
4.4 Вплив аксіальної орієнтації кристалографічних осей на термонапружений стан монокристалічної охолоджуваної лопатки.....	91
4.5 Аналіз власних частот і форм коливань монокристалічної лопатки ГТД.....	102
Висновки за розділом 4.....	112
ВИСНОВКИ.....	114
ПЕРЕЛІК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	116
ДОДАТКИ.....	130
Додаток А Перелік публікацій здобувача.....	130
Додаток Б Акти впровадження та використання результатів науково-дослідної роботи	134
Додаток В 3-D модель монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна	140

ВСТУП

Актуальність теми дослідження. Робочі лопатки сучасних газотурбін перебувають в умовах високих температур, дії відцентрових сил і газодинамічного навантаження. Тому вони все частіше виготовляються з жароміцних монокристалічних сплавів з високими показниками міцності. Крім того, сучасні лопатки мають складну систему охолоджуючих каналів і отворів для виходу охолоджуючого повітря. Пружні властивості монокристалічних сплавів є неоднорідними і залежать від напрямку кристалографічних осей. При роботі таких лопаток виникають тривимірні температурні поля з високими градієнтами температур і, як наслідок, термопружний напружено-деформований стан з високими величинами напружень. Важливе значення мають також дослідження залежності напружено-деформованого стану лопатки від орієнтації кристалографічних осей.

У зв'язку з цим актуальною науково-технічною задачею динаміки та міцності машин є розробка розрахункових моделей та аналіз особливостей температурного та термопружного напружено-деформованого стану монокристалічних охолоджуваних лопаток з урахуванням орієнтації кристалографічних осей.

Результати досліджень дозволяють виявити закономірності розподілу напружень і їх локалізацію, що має велике практичне значення.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дисертаційна робота виконувалася на кафедрі газогідромеханіки та тепломасообміну Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» (НТУ «ХПІ») та у відділі надійності та динамічної міцності Інституту проблем машинобудування ім. А. М. Підгорного НАН України (ІПМаш) відповідно до бюджетних тем «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів

енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень» ДР № 0111U001758 і «Аналіз та поліпшення динамічних міцнісних властивостей елементів перспективних енергетичних машин та ракетно-космічної техніки під дією навантаження різної фізичної природи» ДР № 0115U001941, а також господарського договору з підприємством ДП НВКГ «Зоря» – «Машпроект» – «Дослідження напружено-деформованого стану робочої охолоджуваної монокристалічної лопатки газової турбіни ГТД ДН80 під дією відцентрових сил і температурних полів » № 2083/V-26-2013 від 26.02.2013.

Мета та задачі дослідження

Метою роботи є визначення напружено-деформованого стану (НДС) по об'єму лопатки та впливу на його особливості орієнтації кристалографічних осей монокристалічної охолоджуваної лопатки.

Для досягнення поставленої мети необхідно розв'язати ряд задач:

- розробити математичну модель охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна (ГТД) з урахуванням конструктивно-технологічних особливостей, форми і неоднорідності матеріалу;
- розробити скінченно-елементну модель монокристалічної охолоджуваної лопатки;
- провести аналіз напружено-деформованого стану лопатки під дією відцентрових сил, температурного поля та з урахуванням обох параметрів;
- визначити та дослідити залежності напружено-деформованого стану лопатки від орієнтації кристалографічних осей (аксіальної та азимутальної).

Об'єктом дослідження є температурний та термопружний напружено-деформований стан.

Предметом дослідження є охолоджувана монокристалічна лопатка газотурбінного двигуна.

Методи дослідження.

Теоретичні положення дисертації ґрунтуються на сучасних методах моделювання напружено-деформованого стану конструкції. Метод скінченних елементів використовувався для аналізу температурного та

термопружного НДС. Сучасні програмні комплекси інженерного аналізу було застосовано для розв'язання практичних задач.

Наукова новизна одержаних результатів:

- вперше розроблена математична та скінченно-елементна модель для лопатки з вихровою та частково плівковою системою охолодження, яка враховує зміну термопружного НДС залежно від властивостей матеріалу;
- набули подальшого розвитку розрахункові моделі монокристалічної охолоджуваної лопатки ГТД з урахуванням термопружного НДС, які враховують безперервний перерозподіл температур по об'єму лопатки;
- вперше отримані залежності перерозподілу напружень по об'єму лопатки, вхідній та вихідній кромках, залежно від орієнтації та кута відхилення кристалографічних осей, що дозволило визначити зони локалізації максимальних напружень.

Практичне значення одержаних результатів .

Для машинобудівної галузі практичне значення мають дослідження термопружного стану монокристалічних лопаток з вихровою системою охолодження з урахуванням впливу орієнтації кристалографічних осей. Результати досліджень дозволять виявити закономірності розподілу напружень і їх локалізацію та розробити рекомендації на допустимі відхилення орієнтації кристалографічних осей (КГО), що має велике практичне значення.

Отримані в дисертаційній роботі результати було впроваджено на ДП НВКГ «Зоря» - «Машпроект» та ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О. Г. Івченко [Додаток Б].

Особистий внесок здобувача.

Усі основні результати досліджень, що представлені у дисертаційній роботі та виносяться на захист, одержані автором особисто. У публікаціях, що виконані у співавторстві, внесок здобувача полягає в наступному: чисельні дослідження та аналіз термопружного стану охолоджуваної лопатки ГТД [51]; чисельні дослідження та аналіз особливостей температурного

аналізу охолоджуваної лопатки ГТД [15]; чисельні розрахунки та аналіз впливу азимутальної орієнтації КГО на термопружний стан лопатки, участь у розробці практичних рекомендацій щодо відхилення азимутальної орієнтації КГО [8, 13, 14, 17, 50]; чисельні розрахунки термопружного НДС монокристалічної охолоджуваної лопатки при азимутальному та аксіальному відхиленні КГО, участь у розробці практичних рекомендацій на відносно відхилення КГО [11, 12, 18, 112].

Апробація результатів дисертації.

Результати досліджень, що наведені в дисертації, доповідалися на конференції молодих вчених та спеціалістів «Сучасні проблеми машинобудування» (Україна, Харків, 2013 р., 2014 р., 2015 р., 2016 р.); XVIII міжнародному конгресі двигунобудівників (Україна м. Коблево, 2014 р.); міжнародній науково-технічній конференції «Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования» (Україна, Харків, 2015 р., 2017р.); VI міжнародній науково-технічній конференції «Актуальні проблеми прикладної механіки та міцності конструкцій» (Україна, Запоріжжя, 2017 р.).

Публікації

За темою дисертації опубліковано 15 наукових праць, серед яких 7 статей у наукових фахових виданнях України, 1 – у іноземному виданні, що входить до наукометричної бази Scopus, 7 – матеріали конференцій.

Обсяг і структура дисертації. Дисертаційна робота складається зі вступу, чотирьох розділів основної частини, висновків, списку використаних джерел та трьох додатків. Повний обсяг друкованого тексту становить 142 сторінки, з них 56 рисунків по тексту, 6 таблиць, список використаних джерел зі 128 найменувань на 14 сторінках, 3 додатка на 12 сторінках.

РОЗДІЛ 1

ОГЛЯД МЕТОДІВ І РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МОНОКРИСТАЛІЧНИХ ЛОПАТОК

1.1 Стан проблеми дослідження матеріалів зі спрямованою кристалізацією

Сучасну техніку неможливо уявити без газотурбінних двигунів. Вони встановлюються на літаки, кораблі, електростанції та ін. У зв'язку з цим підвищення питомої тяги, зниження ваги і зменшення витрати пального в газотурбінних двигунах (ГТД), є актуальною проблемою. Для підвищення ефективності газотурбінного двигуна неминуче зростання температури газу перед турбіною. Висока температура призводить до зниження міцності металу, скорочує робочий ресурс і надійність лопаток. На сьогоднішній день температура лопаток перевищує температуру нормальної експлуатації жароміцних сплавів, лише ефективна система охолодження допомагає лопаткам витримувати високі температури. У роботах Мельникової Г. В., Голубовського Є. Р., Зінковського А. П., Воробйова Ю. С., Янецького Є. В., Писаренка Г. С. [30, 31, 39, 53, 56, 73, 83] відзначається, що якість проектування лопаток газової турбіни визначає основні параметри перспективних газотурбінних двигунів. Тому, як для першого ступеня газової турбіни, так і для інших, використовуються монокристалічні сплави, що мають високі жароміцні властивості. Напружено-деформований стан (НДС) таких лопаток, як при статичних навантаженнях, так і при коливаннях, істотно залежить від орієнтації кристалографічних осей (КГО) матеріалу.

При виробництві монокристалічних лопаток газотурбінного двигуна широке застосування отримав метод спрямованої кристалізації. Науковому обґрунтуванню застосування метода спрямованої кристалізації у виробництві турбінних лопаток ГТД сприяли результати дослідження механізмів високотемпературного руйнування полікристалічних жароміцних сплавів.

Зокрема, було показано, що руйнування в процесі повзучості відбувається по межах зерен, орієнтованим перпендикулярно осі діючих напружень. Цей механізм був експериментально підтверджений в роботах академіка С. Т. Кішкіна, який показав, що нікелевий жароміцний сплав (ЭИ 437) руйнується по ділянках меж зерен, розташованим перпендикулярно прикладеному навантаженню, причому зародження пір і тріщин у цих місцях починається вже на початку другої стадії повзучості. Саме ці обставини дозволяють зробити висновок про можливість значного підвищення тривалої міцності за рахунок «видалення» зі структури матеріалу поперечних складових границь зерен.

Існує ряд робіт, присвячених спрямованій кристалізації та прогнозуванню довговічності лопаток турбін високого тиску з монокристалічних сплавів [111, 114, –116, 117, 118]. В роботі Keisuke Tanaka, Shutaro Machiya, Yoshiaki Akiniwa [119] розглянуто метод множинної регресії, який використовується для вимірювання тиску монокристалічних жароміцних сплавів на основі нікелю з кубічної структурою кристалів. Даний метод можна застосовувати для вимірювання залишкового напруження.

Застосування спрямованої кристалізації дозволяє сформувати в кристалі у процесі лиття структуру, що складається зі стовпчастих зерен, границі яких, в основному, паралельні напрямку головних напружень, що розтягують. Застосування цього способу для жароміцних сплавів значно підвищує короточасну і тривалу міцність, а також пластичність матеріалу за рахунок виключення зі структури найбільш вразливих областей.

При литті границі зерен завжди мають горизонтальні ділянки, які виникають за рахунок стикування гілок дендритів другого порядку, що належать сусіднім зернам. Тому наступним кроком у вдосконаленні структури жароміцних сплавів стало отримання виливків лопаток без великих кутових границь зерен – монокристалічних турбінних лопаток [97]. На рис. 1.1 подана ростова структура монокристалів з кристалографічною орієнтацією [001] та [111].

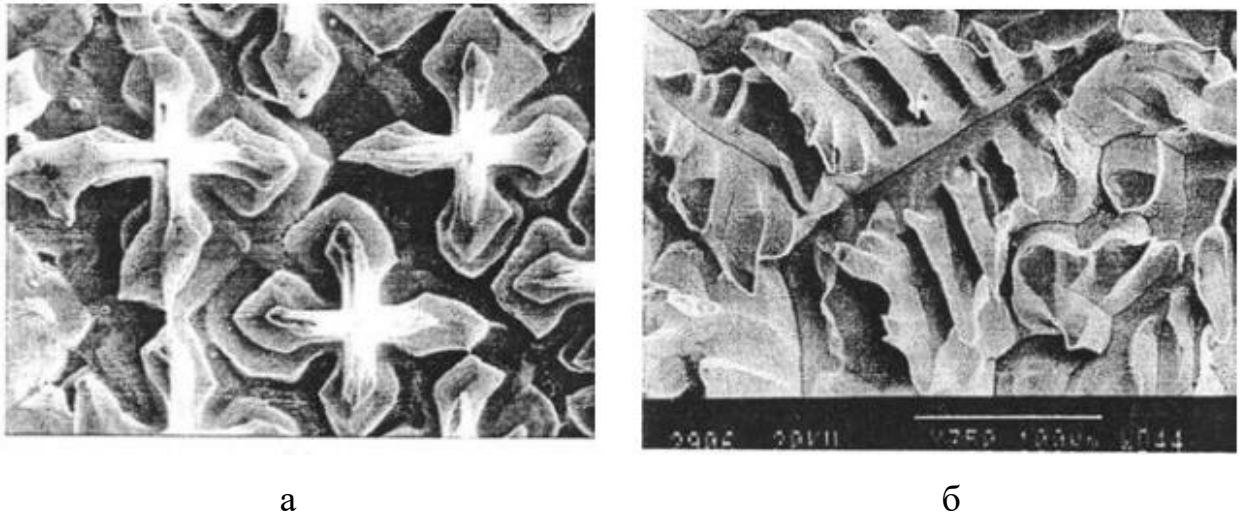


Рис.1.1. Дендритна структура монокристала:

$a - [001]$, $б - [111]$

Структура монокристала з орієнтацією $[001]$ складається з дендритних гілок першого порядку, які паралельні кристалографічним напрямам $[001]$, що орієнтовані вздовж теплового потоку і збудовані рядами уздовж площин $[010]$ і $[100]$. Ці гілки розвинені практично на всю довжину зливка, на відміну від гілок другого порядку, які розташовані поперек теплового потоку.

Монокристал з орієнтацією $[111]$ виріс в умовах мікроскопічно плоского фронту, не має дендритних гілок, переважно розвинених в якомусь одному напрямку, як у монокристалічній структурі з кристалографічним напрямом $[001]$. При зростанні такого монокристала в одному і тому ж напрямку $[001]$ відбувається безперервне чергування осей або перехід осей першого порядку в осі другого порядку і навпаки. В результаті дендритна структура набуває вигляду тривимірної сітки з розміром елемента, який відповідає міждендритній відстані.

Крім того, застосування монокристалів дозволяє реалізувати ще одну можливість підвищення експлуатаційних характеристик турбінних лопаток, а саме: використовувати анізотропію міцнісних властивостей. Це підвищення досягається за рахунок оптимальної орієнтації монокристалічної структури

щодо діючих в лопатці механічних і термічних напружень, тобто використовуються монокристалічні лопатки із заданою кристалографічною орієнтацією [127, 128]. Створення технології виробництва монокристалічних лопаток дозволило вдосконалити композиції жароміцних сплавів. Був створений клас сплавів, які містять у своєму складі елементи зміцнення границь зерен. Такі сплави отримали назву безвуглеродистих жароміцних сплавів. Отримання таких сплавів дало можливість реалізувати системи легування і режими термічної обробки, щоб забезпечити значне підвищення міцності в порівнянні з аналогічними параметрами сплавів традиційного легування [39, 76].

У роботі Петрушина Н. В., Єлютіна Е. С. та ін. [81] описані експериментальні дослідження мікроструктури та механічних властивостей монокристалічного матеріалу при розтягненні в інтервалі температур від 20 до 1200 °С із різною кристалографічною орієнтацією. Механічні властивості при розтягненні описані на прикладі монокристалічного сплаву V покоління у трьох досліджених кристалографічних орієнтаціях. В інтервалі температур від 20 до 700 °С монокристали з орієнтацією $\langle 001 \rangle$ та $\langle 011 \rangle$ (аксіальне відхилення відносно осі x та y відповідно) мають слабку температурну залежність σ_B та $\sigma_{0.2}$. На рис. 1.2 подано графіки температурних залежностей межі міцності σ_B та текучості $\sigma_{0.2}$ монокристалів V покоління від температурного поля.

Для монокристалів з орієнтацією $\langle 111 \rangle$ (азимутальне відхилення) притаманно монотонне зниження межі міцності та текучості у всьому температурному інтервалі, який було досліджено в роботі [81]. При значеннях температур більше 700 °С спостерігається зростання цих характеристик (міцності та текучості) до максимальних значень при піковій температурі 800 – 900 °С.

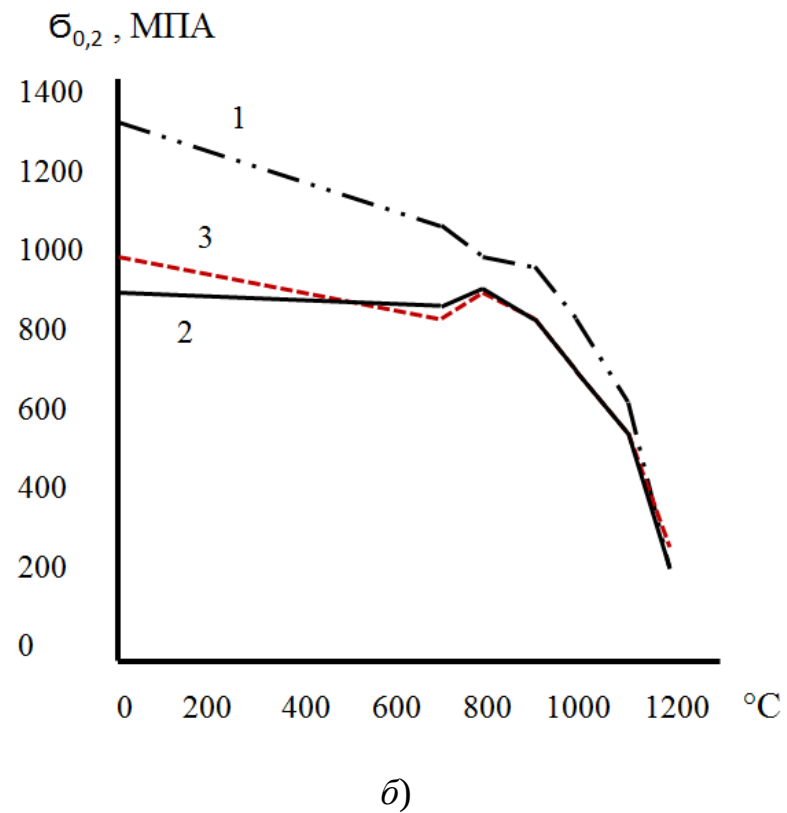
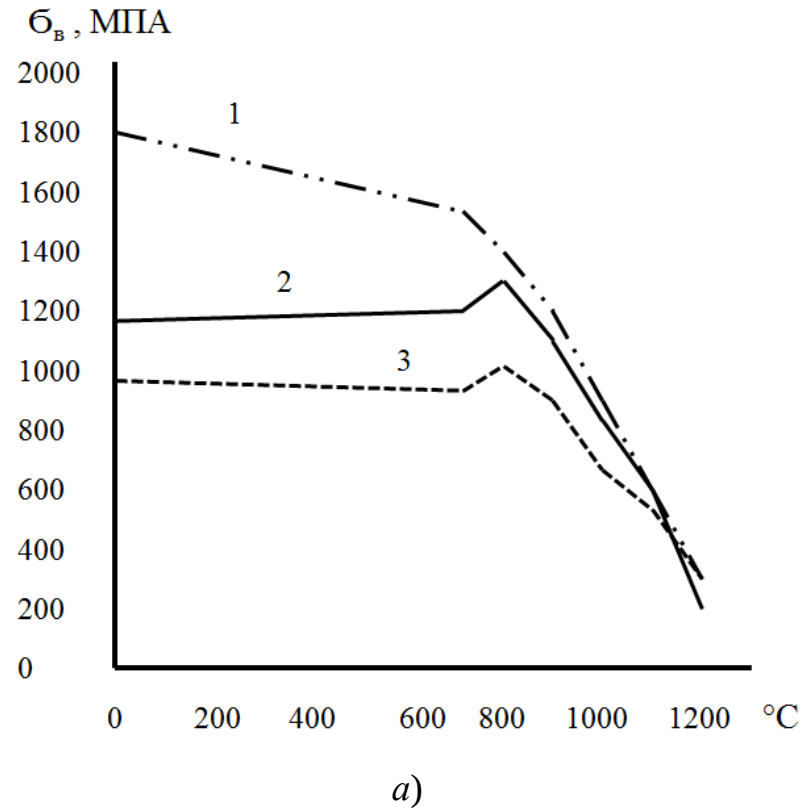


Рис. 1.2 . Температурна залежність σ_B (a), та $\sigma_{0,2}$ (б) монокристалічного сплаву з КГО $\langle 111 \rangle$, $\langle 011 \rangle$, $\langle 001 \rangle$ (1 – 3 відповідно) [81]

Надалі при зростанні температури сплав стає менш міцним. До 800 °С монокристали сплаву з орієнтацією <111> мають значно більшу межу міцності та текучості, ніж з орієнтаціями <001> та <011>, в той час як при більших значеннях температур (>800 °С) анізотропія міцності майже вироджується, та монокристали усіх трьох орієнтацій стають рівноміцними. При цьому істотно зростають характеристики подовження та звуження.

Для оцінки структурних змін монокристалічні зразки із аксіальною орієнтацією було випробувано на тривалу міцність при 1100 °С, тривалість випробувань склала 2062 години. Отримані результати випробувань обробляли з використанням рівнянь тривалої міцності для $T = \text{const}$ від $\tau_p = A\sigma^{-n}$, де τ_p – час до руйнування, год.; σ – напруження, МПа; A, n – коефіцієнти, які було визначено за результатами цього експерименту. За цим рівнянням було отримано декілька значень межі тривалої міцності на базі 100, 500, та 1000 год.: $\sigma_{100} = 180$, $\sigma_{500} = 160$, $\sigma_{1000} = 130$ МПа.

Далі на рис. 1.3 подані результати досліджень на РЕМ (растрова електронна мікроструктура) зруйнованих у процесі високотемпературного випробування на тривалу міцність монокристалічних зразків. На всіх режимах випробувань у структурі монокристалічного сплаву спостерігається так звана рафт-мікроструктура (рис. 1.3, а), яка утворюється на всій перехідній стадії високотемпературної повзучості шляхом зрощування початкових кубовидних часточок γ' – фази у пластині, широкі грані яких перпендикулярні осі прикладеного напруження. Така мікроструктура властива для усіх жароміцних нікелевих сплавів з аксіальною орієнтацією відносно осі x , які зазнали впливу сталого напруження при високій температурі. Рафт – мікроструктура зберігає свою регулярність впродовж усієї стаціонарної стадії повзучості [81].

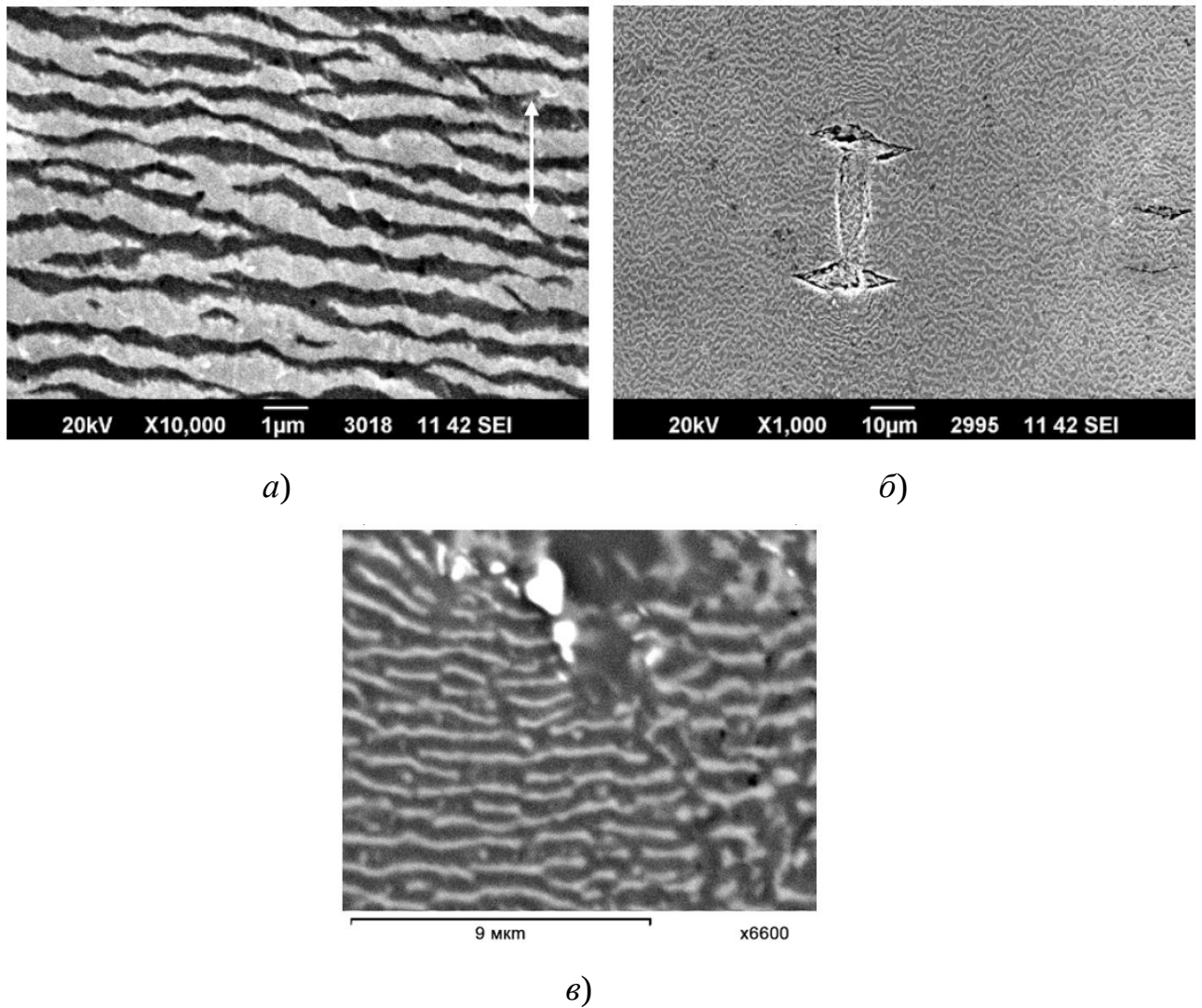


Рис.1.3. Мікроструктура зразка сплаву з КГО $\langle 001 \rangle$ після випробувань на тривалу міцність при $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ та $\sigma = 130\text{ МПа}$, час до руйнування $\tau_p = 2062\text{ год.}$: *а* – рафт – мікроструктура пластини γ' – фази (орієнтовані перпендикулярно осі прикладання напруження σ); *б* – зародження мікротріщин на гомогенізаційній мікропорі поблизу місця руйнування; *в* – створення фази на основі Ni поблизу гомогенізаційної мікропори [81].

Процес виготовлення лопаток зі стовпчастою структурою називається технологією спрямованої кристалізації, а отримання монокристалічних лопаток – технологією монокристалічного лиття, в обох випадках використовується один і той самий метод спрямованої кристалізації і, як правило, одні й ті ж установки.

У роботі [120] описано процес монокристалічного лиття. Жароміцні сплави на основі нікелю мають γ фазу, яка забезпечує збільшення міцності при високих температурах [121 – 125]. При кристалізації сплаву нікель утворює граніцентовану кубічну структуру (ГЦК), кожен куб якої має поверхню з п'ятьма атомами, по одному в кожному кутку і один в центрі. Звичайне виготовлення сплавів супроводжується зміною і виходом атомів з ГЦК решітки, однак при правильних умовах алюміній і нікель об'єднуються таким чином, що молекули нікелю розташовуються по центру граней, а алюмінію – по кутах, та утворюють так званий осад. При цьому утворюються «острови великого порядку» в об'ємі сплаву, розміром близько 0,5 мікрона, щільно з'єднані в прямолінійний пласт. Оскільки розміри решіток осаду і менш упорядкованого об'ємного сплаву майже однакові, вони всі є частиною одного і того ж кристала. Утворення таких осадів обумовлено ретельним контролем зовнішньої температури і конструкції форми. На рис. 1.4 показана упорядкована кристалічна структура γ – фази [126].

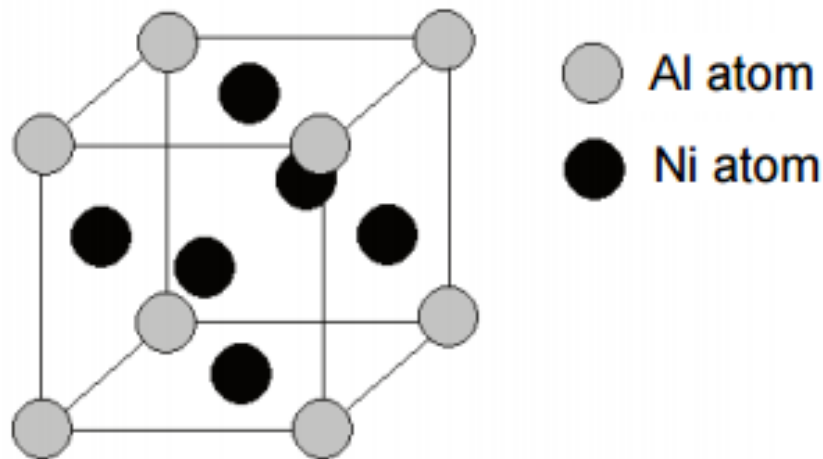


Рис. 1.4. Упорядкована кристалічна структура γ -фази [126]

Початком розробки промислової технології спрямованої кристалізації виливків лопаток ГТД з жароміцних сплавів у промислово розвинених

країнах можна вважати кінець 50-х початок 60-х років XX століття [63]. Перші монокристалічні лопатки були виготовлені Л. Вершнайдером у США в середині 60-х років, та у ЦІАМ під керівництвом Д. А. Петрова в лабораторії С. Т. Кішкіна [104]. В роботі Кішкіна С. Т., Строганова Г.Б., Логунова А.В. [68] розглянуті основні принципи, що забезпечують підвищення ефекту зміцнення γ – твердого розчину і дисперсійного зміцнення γ' – фазою. Слід зазначити, що монокристалічні лопатки турбін є прикладом практично єдиного застосування монокристалів як конструкційного матеріалу.

На рис. 1.5 подано збільшену мікроструктуру сплаву ЖС6Ф, де можна спостерігати:

- 1 – γ – фаза, зміцнена високодисперсними частинками γ' – фази,
- 2 – γ' – фаза евтектичного походження,
- 3 – високодисперсні частинки γ' – фази,
- 4 – виділення глобулу γ' – фази евтектичного походження.

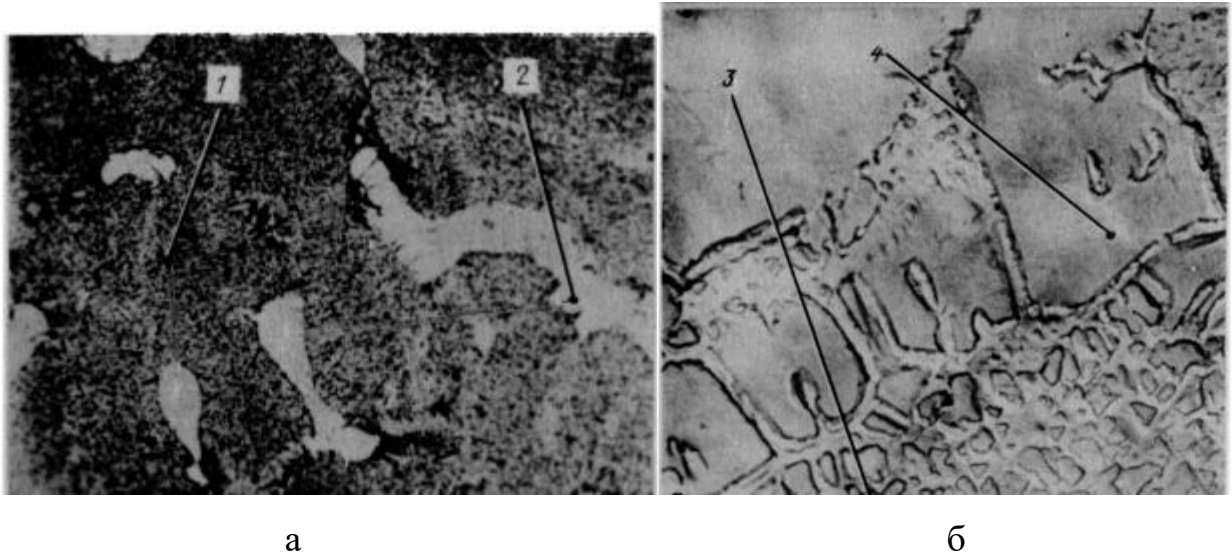


Рис. 1.5. Мікроструктура сплаву ЖС6Ф при збільшенні в 300 (а) і 800 (б) разів [68]

В роботі Caron P., Diologent F., Drawin S. [113] показано, що збільшення вмісту Ti і Ta (які розподіляються в основному в γ' – фазі), в Re-

Ru-містких сплавах призводить до підвищення межі текучості при низьких температурах ($T < 800^{\circ}\text{C}$), а додавання Re (стабілізуючого γ -твердий розчин) і збільшення температури γ' – солвус дозволяють досягти більшої межі текучості при підвищених температурах.

Дослідження, що стосуються механічної поведінки монокристалічних жароміцних сплавів на основі нікелю, розглянуті в статті P. Caron, O. Lavigne [114], показали значний вплив хімічних, мікроструктурних і фізичних характеристик на механізми деформації, а також на міцність і повзучість, розтягнення і втому цих матеріалів. Були розглянуті дослідження взаємодії між деякими жароміцними сплавами та їх захисними покриттями для оцінки їх впливу на механічні властивості й на мікроструктурні зміни сплаву з покриттям.

1.2 Огляд теоретичних та експериментальних досліджень

Використання охолоджуваних робочих лопаток газових турбін викликано тим, що можливості сучасних жароміцних матеріалів працювати при високих температурах помітно відстають від виникаючих потреб сучасного газотурбобудування. Тому широко використовуються різні системи охолодження робочих лопаток газотурбінних двигунів [84 – 86, 104 – 108]. Найбільш поширені системи охолодження за допомогою внутрішніх каналів, через які циркулює охолоджуюче повітря. Вплив азимутальної орієнтації, у двовимірному формулюванні, на розподіл напружень в системі перфораційних отворів монокристалічної охолоджувальної лопатки розглянуто в роботі Зіньковського А. П. [57]. Крім того в роботі [57] використовується зовнішнє охолодження повітрям, що поступає через внутрішні канали і виходить через отвори, що створює тонку повітряну плівку на поверхні лопатки. Роботи Ножницького Ю. А. та Голубовського Є. Р., Шаліна Р. Е., Зіньковського А. П., Светлова І. Л., Качанова Є. Б., Воробйова Ю. С., Гецова Л. Б., Мельникова Б. Є.,

Семенова А. С., Шерemet'єва А. В. [29, 28, 32, 33, 37, 36, 60, 109] присвячені охолоджуванню монокристалічним лопаткам. Зовнішнє охолодження найчастіше використовується на частини поверхні лопатки, наприклад в області вихідної кромки. Градієнти температури, що виникають при цьому в тілі лопатки, викликають високі температурні напруження. Найбільшу статичну міцність мають сучасні жароміцні монокристалічні сплави, пружні властивості яких залежать від орієнтації кристалографічних осей. Складна геометрична форма охолоджуваних лопаток сприяє виникненню концентрації і локалізації напружень. Аналіз термопружного НДС таких лопаток є актуальною проблемою, пов'язаною з урахуванням властивостей монокристалічних матеріалів.

Основні проблеми міцнісної надійності, термовтоми та руйнування робочих лопаток при високих температурах газового потоку, на основі результатів експериментальних і теоретичних досліджень, розглянуті в роботах [77 – 80, 95].

Створення робочої лопатки високотемпературної турбіни – складна комплексна проблема, успішне розв'язання якої залежить від розв'язання великої кількості матеріалознавчих, технологічних і конструкторських задач. Поряд з газодинамічними вимогами, до робочих лопаток турбін висуваються жорсткі вимоги щодо опору повзучості, статичному, мало- та багато цикловому руйнуванню, стійкості до високотемпературного окислення [37, 82, 89, 100, 102, 103]. Конструктивні рішення, що застосовуються при створенні робочих лопаток високотемпературних турбін, багато в чому визначаються сучасними матеріалами з необхідним рівнем характеристик конструкційної міцності і технологічними можливостями виробництва лопаток [75, 101].

Загальні властивості монокристалічних нікелевих жароміцних сплавів, в тому числі сплаву ЖС6Ф, і їх залежність від орієнтації кристалографічних осей аналізуються в монографії Р. Е. Шаліна, І. Л. Світлова, Е. Б. Качанова та ін. [110]. Розглянуто фізичні основи металознавства нікелевих жароміцних

сплавів і методи їх комп'ютерного проектування, теоретичні аспекти процесу спрямованої кристалізації, конструкції установок, а також способи виготовлення монокристалічних лопаток і визначення їх орієнтації. Узагальнено результати досліджень структурної досконалості дендритних монокристалів різних орієнтацій. Велику увагу приділено питанням анізотропії механічних властивостей (пружності, короточасній міцності, жароміцності, багато- і малоциклової втоми, термовтоми).

У роботі [33] розглянуто зміну напружено-деформованого стану монокристалічної неохолоджуваної лопатки в залежності від розташування кристалографічних осей. Деякі результати досліджень залежності напружено-деформованого стану монокристалічної робочої лопатки газотурбінного двигуна з системою прямих охолоджуваних каналів від орієнтації кристалографічних осей подано в роботах [56, 57, 87, 88].

Азимутальна й аксіальна орієнтації осей монокристала відносно осей лопатки є важливими характеристиками монокристалічних лопаток.

Однією з перших робіт з дослідження температурно-орієнтованих особливостей механічних залежностей монокристалічних сплавів була робота Светлова І. Л., Суханова М. М., Кривко А. І. [101].

Ряд експериментальних результатів і чисельних досліджень впливу кристалографічної орієнтації на характеристики міцності монокристалічних сплавів наведено в роботах Петухова А. Н., Голубовського Є. Р., Басова К. А., Светлова І. Л., Хвацького К. К. [39, 78]. Дані цих робіт дозволили провести дослідження впливу монокристалічної структури на параметри коливань плоских зразків, результати яких були представлені в роботах [39, 75].

Роботи Зінковського А. П., Шеремет'єва О. В., Придорожного Р. П. [56 – 58, 88] присвячені дослідженню об'ємного напружено-деформованого стану, впливу кристалографічної орієнтації на спектр власних коливань, об'ємному напружено-деформованому стану монокристалічної неохолоджуваної лопатки, а також впливу кристалографічної орієнтації на

спектр власних частот і форм коливань монокристалічних робочих лопаток турбін. В цих роботах було отримано розподіл максимальних головних і наведених дотичних напружень в залежності від азимутальної орієнтації для випадків відхилення осі z від кристалографічного напрямку $[001]$ на кут $\alpha = 20^\circ$. На рис. 1.6 показані відхилення кута α (азимутальне відхилення кристалографічних осей) та його напрями, як показано в роботі [89] на рис. 3.9.

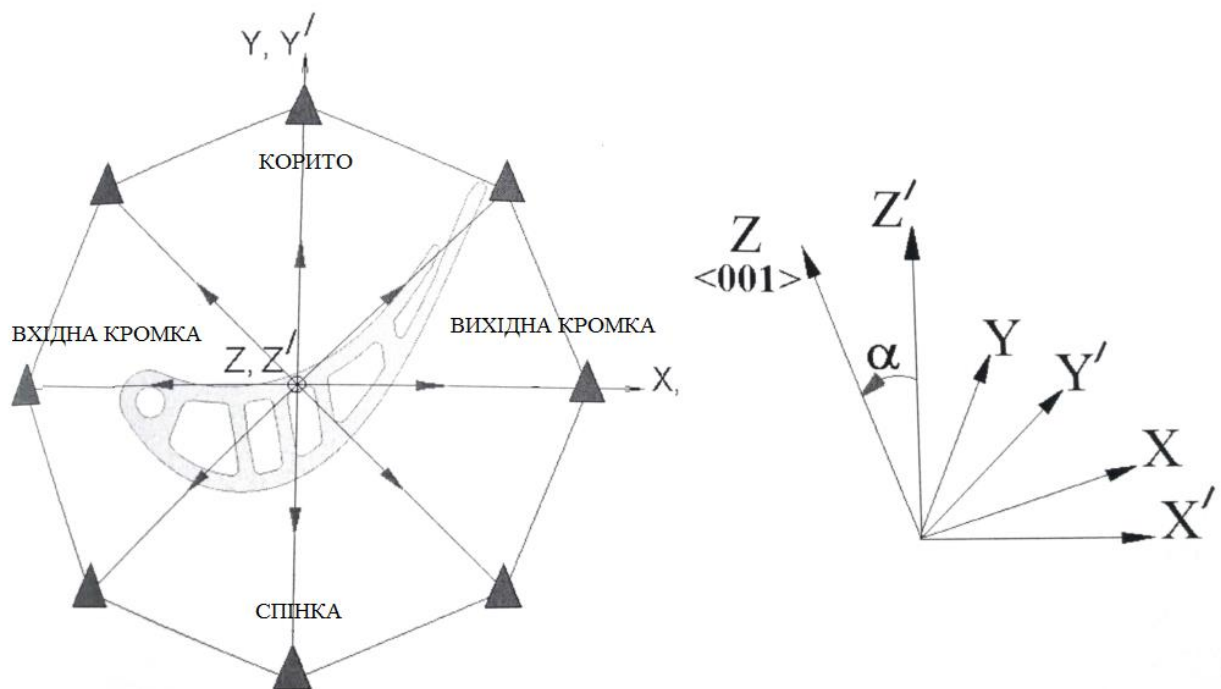


Рис. 1.6. Напрями відхилення поздовжньої осі z від кристалографічного напрямку $[001]$ на кут $\alpha = 20^\circ$ [89]

Показано, що відхилення поздовжньої осі лопатки від кристалографічного напрямку $[001]$ в напрямку вхідної кромки більш несприятливо, ніж у напрямку вихідної кромки. Це викликано тим, що при відхиленні в різних напрямках змінюється величина максимальних головних напружень, що призводить до загального збільшення напруженості монокристалічної лопатки. Для нікелевих сплавів, що мають

гранецентровану кубічну структуру, більш доцільним є розгляд розподілу напружень при відхиленні осі лопатки від напрямку $[001]$ в стереографічному трикутнику ($[001]$ $[011]$ $[111]$). При цьому всі можливі кристалографічні напрямки поздовжньої осі лопатки будуть знаходитись у межах стереографічного трикутника. Отримано залежності зміни напружень уздовж зазначених меж стереографічного трикутника, в залежності від кута відхилення.

Відхилення поздовжньої осі лопатки від напрямку $[001]$ призводить до збільшення загального напруженого стану, а коли відхилення збігається з напрямком $[111]$ – до зменшення статичної міцності в 1,3 рази. Відхилення азимутальної орієнтації кристалографічних осей призводить до зміни напруженого стану лопатки і може досягати 45%, при цьому статична міцність знижується в 1,2 рази. Від кристалографічної орієнтації лопатки, як аксиальної, так і азимутальної, залежить її загальний напружений стан та ймовірність руйнування [89].

Робота Г. В. Мельнікової, Б. Ф. Шорра, Л. А. Магеррамової, Д. А. Протопопова [76] присвячена впливу кристалографічної орієнтації монокристала на власні частоти лопаток. Дослідження проводилося для окремо взятої лопатки в тривимірній постановці. Роботи Гінесена Л. Ю., Зіньковського А. П., Адаменка А. Я., Іванова В. П., Левіна В. П., Самойловича Г. С. [38, 56, 60, 61, 71, 91] присвячені дослідженню вібраційного стану та коливанням робочих лопаток.

Особливості температурного стану охолоджуваних лопаток розглянуто в роботі [69]. Ці дослідження показують істотний вплив конструктивних особливостей лопатки та орієнтації кристалографічних осей на термопружний НДС монокристалічної лопатки.

У роботі Магеррамової Л. А. і Васил'єва Б. Є. [74] показано, що для робочих охолоджуваних лопаток турбін азимутальна орієнтація монокристала має помітний вплив на статичну довговічність, особливо для лопаток з відносно високими температурами і градієнтами температур.

Також розглянуто вплив положення кристалографічних осей в площині поперечних перерізів на рівень накопичених деформацій, що викликає зміни циклічної довговічності.

При підвищенні температури на вході ефективність турбіни також зростає, що може знизити споживання енергії. Нові матеріали, в тому числі монокристалічні жароміцні сплави на основі нікелю, розробляються безперервно для відповідності цим вимогам.

Ряд зарубіжних робіт [120, 121] пов'язаний з дослідженням повзучості в монокристалічних матеріалах. Анізотропія поведінки повзучості, в основному, обмежується первинною повзучістю. Значну повзучість анізотропних властивостей можна пояснити наявністю суперпозиції когерентності та зовнішнього напруження, що приводить до різних конфігурацій мікроструктури. Дослідження Glarzel, Sass, Feller-Kniermeier [125, 126] показали, що міцність повзучості зразків має значно виражені анізотропні властивості при більш низьких температурах, а при високих (980 °C) повзучість анізотропних властивостей помітно знижується. Причина пов'язана зі збільшенням активних систем ковзання при високій температурі розглянута в роботі Kolbe, Dlouhy [120].

Робота T. Hino, T. Kobayashi, Y. Koizumi, H. Harada and T. Yamagata [117] присвячена дослідженню властивостей розробленого нового монокристалічного жароміцного сплаву з помірним додаванням Re (2,4wt.%). Розробка сплаву проводилась у Національному науково-дослідному інституті металів (NRIM-ADP), де за допомогою комп'ютерної програми проектування сплавів було змодельовано кілька жароміцних сплавів з монокристалічною структурою. Обраний експериментальним шляхом сплав демонструє більш високу міцність на розрив внаслідок повзучості, ніж монокристалічні жароміцні сплави другого і навіть третього покоління.

В роботі J.Cormier, F. Mauget [118] описано збільшення повзучості, що спостерігається при ізотермічному перегріві та безпосередньо перед ним. Прискорення швидкості накопичення повзучості спостерігається до

перегріву, і за час перегріву спостерігається зниження швидкості накопичення повзучості. Такі відмінності частково можна пояснити поворотами кристалічної решітки, де багатоосний стан напружень є найбільшим. Ці питання розглянуті в роботі J.-B. Le Graverend, J. Cormier [115].

1.3 Результати застосування розрахункових моделей монокристалічних лопаток і їх аналіз

Застосування монокристалічних сплавів привнесло деякі складнощі в технологію виготовлення робочих лопаток газових турбін, а також в розрахунок їх напруженого стану, у зв'язку з тим, що в цьому випадку необхідно враховувати фізичні і механічні властивості матеріалу в залежності від кристалографічної орієнтації осей, які не завжди відомі [52].

У монографіях [64 – 66, 70, 72, 107, 108] розглянуто фізичні основи металознавства жароміцних сплавів, питання анізотропії фізичних і механічних властивостей, способи виготовлення монокристалічних лопаток, а також механізми деформування і руйнування.

Загальноприйняті розрахункові моделі лопаток не дозволяють досить точно і повно врахувати особливості матеріалів при дослідженні напруженого стану монокристалічних лопаток, навіть з використанням сучасних чисельних методів; нерідко такі результати виявляються непридатними.

І. А. Біргером в роботі [19] було узагальнено досвід розрахунків робочих лопаток газових турбін на міцність на основі технічної теорії довгих призматичних стрижнів змінного перерізу. Розглянутий підхід на практиці використовується для розрахунку довгих слабозакручених лопаток суцільного перетину. Він застосовується для розрахунку напружено-деформованого стану, а також може використовуватися для визначення спектра власних коливань і розв'язання задач повзучості та пластичності

[20]. Даний підхід дозволяє також аналізувати термомеханічний стан охолоджуваних лопаток турбін [23]. Даний метод на практиці показав хороші результати, які характеризуються достатньою точністю в середніх перерізах лопатки [24]. Однак, в роботі Ступіної Н. Н., Шорра Б. Ф. [98] було показано обмеженість методу внаслідок неврахування закрутки лопаток, навіть для слабозакручених. Тому Б. Ф. Шорром була розроблена наближена теорія розрахунку природно закручених стрижнів, яка спиралася на теорію пружності закручених стрижнів та дозволяла враховувати нормальні напруження при крученні [20, 46].

Надалі І. О. Біргер і Л. П. Селіфанова [22] запропонували напівпросторову теорію призматичних стрижнів, яка також враховувала і поперечні напруження. Це дозволило, беручи до уваги припущення описані в роботі [26], практично вірно оцінювати поперечні напруження в середині довгого призматичного стрижня. Так само, дана теорія широко застосовувалась для визначення напружень у кореневому та периферійному перерізах охолоджуваних лопаток.

Наступним важливим етапом була розробка Ю. С. Воробйова і Б. Ф. Шорра [28] варіаційної теорії природньо закручених обертових стрижнів. У роботі [29] описано загальну теорію закручених стрижнів довільного поперечного перерізу, наведено математичну теорію і результати її експериментальної перевірки в статичних і динамічних умовах. Показано особливості статичної деформації та коливань закручених стрижнів, а також вплив різних чинників початкової закрученості, несиметрії перетину, співвідношення головних жорсткостей, депланації перерізів, зсуву осьових сил і ін.

У роботах І. А. Ушакової [77] описано метод розрахунку на основі теорії пластин і оболонок для ізотропних лопаток [92]. При цьому в кожному випадку істотно спрощувались геометричні та фізичні особливості лопаток, що обмежує область їх практичного застосування.

Для розв'язання задач міцності, з розвитком обчислювальної техніки, стало можливим використання двовимірних і тривимірних розрахункових моделей на основі методу скінченних елементів [3, 4, 90], які більш повно враховують геометрію і переміщення лопаток у роботі [45]. Спочатку використовувалися трикутні скінченні елементи з лінійною апроксимацією переміщень [39], хоча для більш точного розрахунку лопаток з концентраторами напружень необхідна квадратична апроксимація переміщень.

Роботи [40, 41] присвячені розрахунку хвостовиків лопаток із застосуванням напівпросторової теорії стрижнів, проте ця теорія ефективна тільки на двовимірних областях різної форми [28] при відсутності істотної концентрації напружень.

Чималу роль в дослідженні напружено-деформованого стану грають експериментальні дослідження, які найчастіше проводяться з використанням тензорезисторів. У найбільш складних умовах перебувають тензорезистори розміщені на елементах, які працюють при високих температурах, наприклад лопатки турбін. У роботах Гусева Ю. О., Белогуба О. В., Яковлева Ю. О. та ін. [27, 43 – 45] розглядаються дослідження, присвячені вібронапруженому стану тензорезисторів, які працюють в умовах високих температур (до 1500 °С) та на високих швидкостях (до 600 м / с). Такі умови можуть призвести до значних механічних навантажень й ерозійних явищ, а також появи високих розтягуючих напружень від відцентрових сил. Аналіз процесу передачі деформації до чутливого елемента високотемпературного плівкового тензорезистора, який відрізняється підвищеною вібростійкістю і працездатністю при температурі до 1000 °С, розглянуто в роботі [45].

Практика проектування все більш напружених лопаток обумовлює необхідність аналізу їх напруженості в тривимірній постановці [1], що не виключає необхідності спрощення розрахункових моделей з метою скорочення витрат [52].

В цілому, використання зазначених моделей дозволяє значно зменшити витрати при розробці нових виробів за рахунок істотного скорочення об'єму стендових випробувань [29, 62, 67, 70,], а також проведення в короткі терміни багатоваріантних розрахунків з оцінці характеристик їх напруженого стану [46,97]. Слід зазначити, що в розвиток моделей і методів розрахунку ізотропних лопаток на основі стрижневої та напівпросторової теорії значний внесок зробили багато вчених. В роботах [2, 19, 21, 25, 42] розглянуто проблему конструктивної міцності, втоми, жароміцнісному покриттю газотурбінних установок. Результати досліджень щодо розв'язання різних проблем динаміки та міцності робочих лопаток знайшли відображення в роботах [34, 35, 47,48, 93,96,99].

Висновки за розділом 1

На підставі аналізу літературних джерел, присвячених монокристалічним охолоджуваним лопаткам, можна зробити висновок про те, що ряд питань потребує додаткових досліджень. Велика кількість досліджень пов'язана з методами лиття та спрямованої кристалізації . Також існує ряд робіт, присвячених прямоточній системі охолодження.

У результаті аналізу існуючих досліджень механічних властивостей монокристалічних матеріалів, виготовлених з них лопаток турбін сучасних авіаційних газотурбінних двигунів з урахуванням конструктивно технологічних і експлуатаційних факторів можна зробити такі висновки:

необхідність використання охолоджуваних лопаток викликана тим, що температури газового потоку постійно зростають і перевищують можливості сучасних жароміцних сплавів. Ефективні системи охолодження, такі як вихрова і плівкова, істотно ускладнюють конструкцію лопатки і викликають концентрацію напружень;

використання монокристалічних жароміцних сплавів розширює можливості ГТД, але вимагає врахування неоднорідності матеріалу;

зміна кристалографічних осей матеріалу лопатки істотно впливає на величину і розподіл термопружних напружень, які можуть досягати небезпечних значень;

особливу небезпеку становлять локалізація і концентрація напружень на поверхні охолоджуючих каналів і отворів для виходу охолоджуючого повітря при плівковому охолодженні.

Аналіз сучасного стану проблеми дозволяє сформулювати мету дослідження, яка полягає у визначенні впливу орієнтації кристалографічних осей монокристалічної охолоджуваної лопатки на термопружний розподіл напружено-деформованого стану по об'єму лопатки.

Для досягнення поставленої мети необхідно розв'язати наступні задачі:

- розробити математичну модель охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна з урахуванням конструктивно-технологічних особливостей, форми і неоднорідності матеріалу;
- розробити скінченно-елементну модель монокристалічної охолоджуваної лопатки;
- провести аналіз напружено-деформованого стану лопатки під дією відцентрових сил, температурного поля та з урахуванням обох параметрів;
- визначити та дослідити залежності напружено-деформованого стану лопатки від орієнтації кристалографічних осей (аксіальної та азимутальної).

РОЗДІЛ 2

МЕТОД РОЗРАХУНКУ ДЛЯ АНАЛІЗУ НДС ОХОЛОДЖУВАНОЇ МОНОКРИСТАЛІЧНОЇ ЛОПАТКИ

2.1 Особливості побудови скінченно-елементної моделі

Важливу роль у вирішенні поставлених задач має вибір скінченного елемента. Для опису тривимірних моделей найбільш прийнятним є шести-гранний елемент – гексаедр. У ряді випадків побудова сітки з гексаедрів для лопаток зі складною геометрією є трудомісткою та найчастіше, навіть, нездійсненною задачею. Саме у зв'язку з цим, в даному випадку доводиться використовувати сітку з чотиригранних елементів – тетраедрів, побудова яких значно спрощує завдання. На сьогоднішній день розвиток методів побудови якісних скінченно-елементних сіток є актуальною задачею.

Для того, щоб якісно описати криволінійні границі об'єктів, що досліджуються, рекомендується використовувати елементи з криволінійними гранями. Це пов'язано з наявністю у таких елементах вузлів, що знаходяться не тільки в вершинах, але і на серединях ребер і каналів.

У даній дисертаційній роботі обрана скінченно-елементна модель лопатки з використанням сітки з тетраедрів, яка відпрацьовується і адаптується вручну. Скінченні елементи мають необхідні властивості, а їх функції форм повинні забезпечувати безперервну і гладку зміну деформацій і напружень з великими градієнтами.

Аналіз літературних джерел і практичного досвіду проведених розрахунків показали, що для більшості задач динаміки і міцності газотурбінних двигунів кращим є 20-ти вузловий ізопараметричний елемент серендіпова сімейства, який показаний на рис. 2.1. Для тих випадків, коли опис геометричних особливостей гексаедрами стає нездійсненною задачею, використовують 10-ти вузлові тетраедри, загальний вигляд яких наведено на

рис. 2.2. Слід зазначити, що по суті тетраедр є виродженим випадком гексаедра [5, 6, 54, 55].

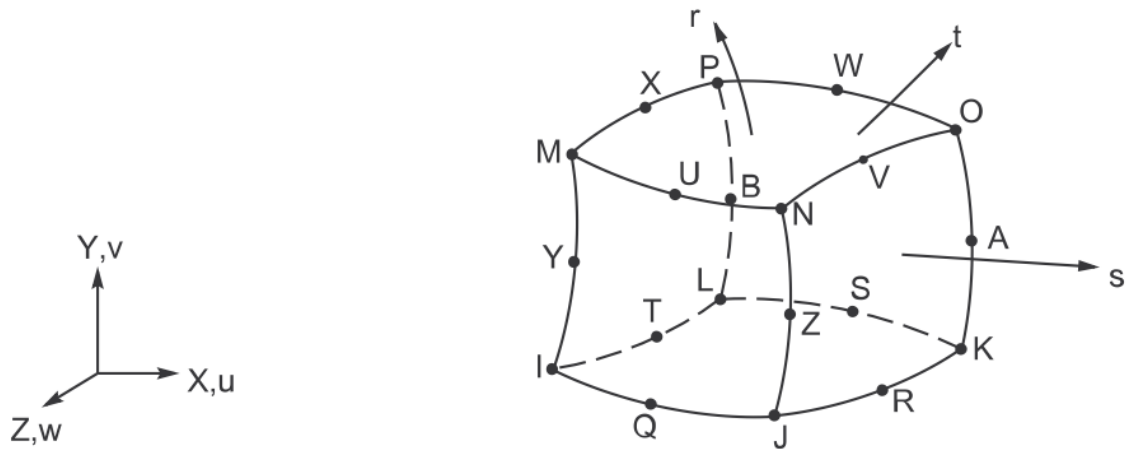


Рис. 2.1. Гексаедр – 20-ти вузловий скінченний елемент 2-го порядку

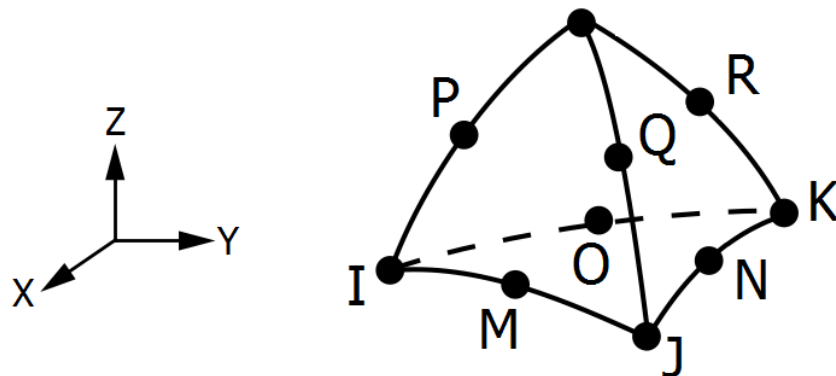


Рис. 2.2. Тетраедр – 10-ти вузловий скінченний елемент 2-го порядку

Скінченний елемент характеризується набором базисних функцій – функцій форм елемента. За допомогою цих функцій здійснюється апроксимація отриманих при розрахунках фізичних величин, таких як напруження, переміщення, температура та ін.

Базисну функцію 20-ти вузлового гексаедра для переміщення u (див. Рис. 2.1) може бути подано у вигляді

$$\begin{aligned}
u = & \frac{1}{8} \left(\begin{aligned} & u_I(1-p)(1-q)(1-r)(-p-q-r-2) + \\ & + u_J(1+p)(1-q)(1-r)(p-q-r-2) + \\ & + u_K(1+p)(1+q)(1-r)(p+q-r-2) + \\ & + u_L(1-p)(1+q)(1-r)(-p+q-r-2) + \\ & + u_M(1-p)(1-q)(1+r)(-p-q+r-2) + \\ & + u_N(1+p)(1-q)(1+r)(p-q+r-2) + \\ & + u_O(1+p)(1+q)(1+r)(p+q+r-2) + \\ & + u_P(1-p)(1+q)(1+r)(-p-q+r-2) \end{aligned} \right) + \\
& + \frac{1}{4} \left(\begin{aligned} & u_Q(1-p^2)(1-q)(1-r) + u_R(1+p)(1-q^2)(1-r) + \\ & + u_S(1-p^2)(1+q)(1-r) + u_T(1-p)(1-q^2)(1-r) + \\ & + u_U(1-p^2)(1-q)(1+r) + u_V(1+p)(1-q^2)(1+r) + \\ & + u_W(1-p^2)(1+q)(1+r) + u_X(1-p)(1-q^2)(1+r) + \\ & + u_Y(1-p)(1-q)(1-r^2) + u_Z(1+p)(1-q)(1-r^2) + \\ & + u_A(1+p)(1+q)(1-r^2) + u_B(1-p)(1+q)(1-r^2) \end{aligned} \right), \quad (2.1)
\end{aligned}$$

де u_I, u_J, u_K – переміщення у відповідних вузлових індексах;

p, q, r – нормалізовані координати, що змінюються в діапазоні від -1 на одній стороні елемента до $+1$ на інший, не обов'язково взаємно ортогональні [6].

Аналогічним чином можуть бути подані базисні функції для компонент переміщень v і w , а також температури T шляхом циклічної перестановки індексів. В скороченому вигляді вони можуть бути записані таким чином:

$$\begin{aligned}
v &= \frac{1}{8}(v_I(1-p)...), \\
w &= \frac{1}{8}(w_I(1-p)...), \\
T &= \frac{1}{8}(T_I(1-p)...). \quad (2.2)
\end{aligned}$$

Базисна функція 10-ти вузлового гексаедра для переміщення u визначається наступним співвідношенням:

$$u = u_I(2L_1 - 1)L_1 + u_J(2L_2 - 1)L_2 + u_K(2L_3 - 1)L_3 + u_L(2L_4 - 1)L_4 + 4u_M L_1 L_2 + u_N L_2 L_3 + u_O L_1 L_3 + u_P L_1 L_4 + u_Q L_2 L_4 + u_R L_3 L_4, \quad (2.3)$$

де L_1, L_2, L_3, L_4 – нормалізовані координати, які змінюються у діапазоні від 0 біля вершини до 1 на протилежній грані.

Для інших компонент температури і переміщень базисні функції знаходять шляхом циклічної перестановки індексів, які мають такий вигляд:

$$\begin{aligned} v &= v_I(2L_1 - 1)L_1 + \dots; \\ w &= w_I(2L_1 - 1)L_1 + \dots; \\ T &= T_I(2L_1 - 1)L_1 + \dots \end{aligned} \quad (2.4)$$

2.2 Особливості моделювання НДС охолоджуваної монокристалічної лопатки

Для аналізу термопружного стану охолоджуваної монокристалічної лопатки необхідно адаптувати початкові вихідні дані та фізичну модель об'єкта за умови, що характеристики безперервно задавалися в залежності від температури областей і носили дискретний характер.

Це було виправдано при аналізі вільних коливань лопатки [89]. У цьому випадку вимагалось знання тільки пружних констант і густини за областями. З огляду на те, що пружні константи змінювались порівняно мало (табл. 2.1), а густина практично не змінювалась, така модель була цілком задовільною.

При розв'язанні задачі термопружності необхідно приймати до уваги те, що температурне поле зазнає розриви, тому задання температури рівною у кожній області є неприйнятним. В області, де температура однакова, температурні напруження не виникають. У той же час на межах областей із різними температурами будуть виникати великі сплески температурних

напружень. Обидва випадки не відображають реального термопружного стану лопатки.

Таблиця 2.1

Значення пружних констант для різних температурних областей

$T, ^\circ\text{C}$	Значення пружних констант при різних температурах:		
	$E, \text{МПа}$	ν	$G, \text{МПа}$
20 $^\circ\text{C}$	139607	0,3833	129524
600 $^\circ\text{C}$	115057	0,421	107061
650 $^\circ\text{C}$	112561	0,423	105223
700 $^\circ\text{C}$	110032	0,425	103366
750 $^\circ\text{C}$	107483	0,427	101496
800 $^\circ\text{C}$	104922	0,428	99618

Тому спочатку потрібно адаптувати задане температурне поле так, щоб температура змінювалася безперервно.

Структура монокристалічного сплаву є ГЦК-решітка. Головною особливістю такої структури є те, що при її повороті на 90° навколо будь-якої з осей пружні властивості матеріалу зберігаються, при повороті на інший кут, не кратний 90° , – відбувається їх зміна.

При довільній орієнтації монокристала матриця податливості заповнена повністю. Однак, в разі збігу осей лопатки x, y, z з кристаллографічними осями $[100], [010]$ і $[001]$, вона має спрощений вигляд та містить три незалежні пружні константи.

У найзагальнішому випадку лопатка з монокристалічного сплаву при довільній орієнтації кристаллографічних осей розглядається як анізотропне тіло. Деякі дані про пружні характеристики матеріала при різних орієнтаціях кристаллографічних осей і різних температурах подано в таблиці 2.2.

Таблиця 2.2

Значення пружних констант при різних орієнтаціях КГО для різних температурних областей

$T, ^\circ\text{C}$	$E_{001}, 10^5 \text{ МПа}$	$E_{011}, 10^5 \text{ МПа}$	$E_{111}, 10^5 \text{ МПа}$	$\alpha_{001}, 10^{-6} ^\circ\text{C}^{-1}$
20-100	13050	23900	30600	11,1
600-700	10300-10700	19150	26550	16,8
700-800				17,4
700-800	94000-9800	18200	26250	17,4
800-900				18,7
800-900	91000-9200	17050	25900	18,7
900-1000				21
900-1000	8600-87500	15600	25500	21
1000-1100				24,8

У роботі були використані пружні характеристики матеріалу, що враховують температурний стан лопатки.

Практика проектування складних та напружених конструкцій турбінних лопаток, використання анізотропних матеріалів для розв'язання задачі детального аналізу їх напружено-деформованого стану обумовлює необхідність застосування методу скінченних елементів у тривимірній постановці.

Розвиток сучасних комплексів для проектування і розрахунку конструкцій призвело до можливості як імпортувати, так і змінювати геометрію моделі з метою скорочення об'ємів для підготовки і спрощення розрахунку, а також створення досить складної геометричної моделі для подальших розрахунків. Це дає можливість вдосконалити модель за рахунок усунення таких елементів конструкції, які не впливають на точність і достовірність результатів розрахунку, однак можуть ускладнити розбиття моделі на скінченні елементи і значно збільшити їх кількість. Як правило, застосування того чи іншого скінченного елемента, бібліотека яких налічує

понад 170 типів, залежить від класу задач, які розв'язуються (міцність, теплообмін, гідрогазодинаміка тощо), а також від форми елемента (оболонковий, об'ємний, плоский тощо). Поряд зі звичайними формами скінченних елементів (рис. 2.1), для моделей зі складною формою застосовують вироджені елементи у формі елемента з чотирма гранями, призми або клинка (наприклад рис. 2.2). При цьому квадратичні скінченні елементи дозволяють проводити розрахунки з високою точністю, у тому числі для моделей з криволінійними межами і неоднорідною сіткою із застосуванням вироджених елементів. Однак, слід відмітити, що у цьому випадку час розрахунків значно збільшується.

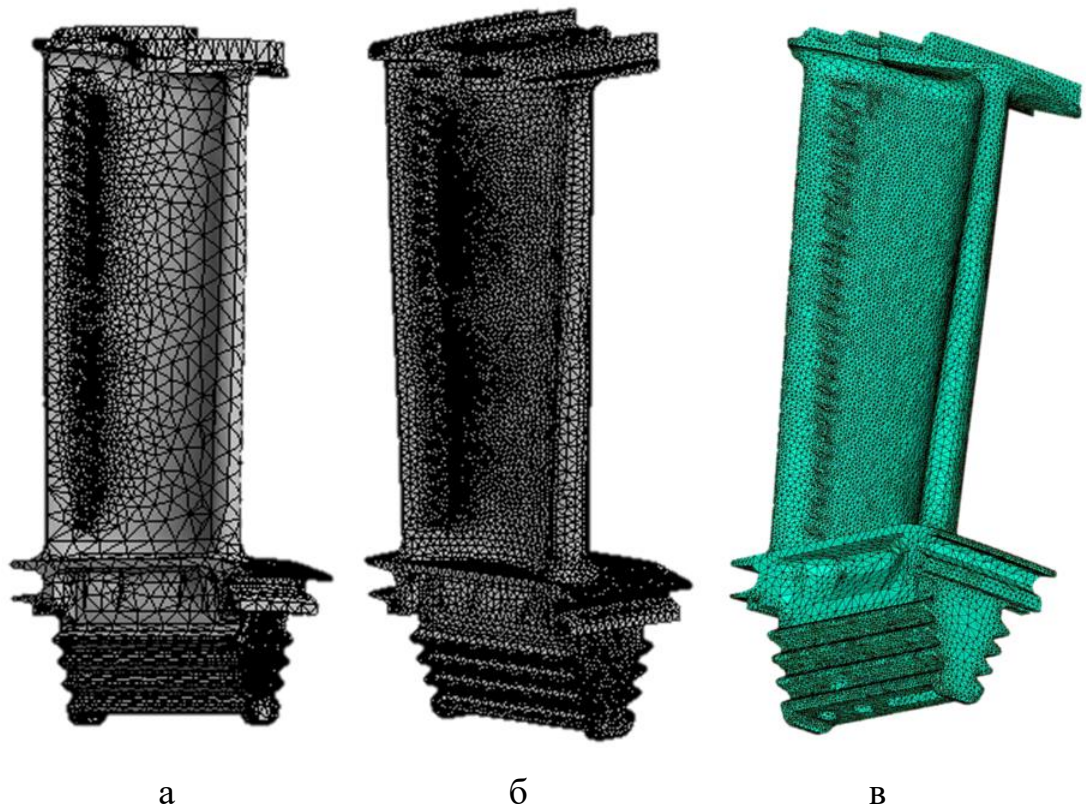


Рис.2.3. Скінченно-елементна сітка з: а – 580 031 числом вузлів;
б – 1 739 242 числом вузлів; в – 3 117 290 числом вузлів

Одним з найбільш важливих етапів у скінченно-елементному аналізі є побудова скінченно-елементної сітки. Для розв'язання поставленої задачі було проведено ряд тестових розрахунків із сіткою різної густини (рис. 2.3).

Точність розрахунку методом скінченних елементів залежить від правильного вибору не тільки типу елемента, але його розміру і форми. З цієї причини при виборі розрахункової скінченно-елементної моделі робочих лопаток газотурбінного двигуна, у зонах, де розподіл деформацій або напружень різко не змінюється, наприклад у пері лопатки, можливе застосування більш рідкої сітки. Тоді як у зонах замкового з'єднання, у радіусах переходів, охолоджуючих каналах тощо, тобто поблизу концентраторів напружень, використовується більш густа сітка, приймаючи до уваги, що точність результатів знижується, якщо розміри сусідніх елементів поблизу концентраторів напружень істотно відрізняються. При цьому варто враховувати той факт, що для отримання більш достовірних розрахунків слід уникати занадто вузьких і витягнутих скінченних елементів.

Найбільш точно описує характер напружено-деформівного стану робочих лопаток при врахуванні їх режиму навантаження, що розглядаються у роботі, скінченно-елементна сітка, що складається з об'ємних шестигранних квадратичних елементів (рис. 2.1). Цей елемент, на відміну від лінійного, який має 8 вузлів, містить 20 вузлів і є найбільш ефективним для побудови скінченно-елементної сітки моделей, що мають складні криволінійні поверхні, зони концентрації напружень і різкі зміни форми. Використання даного типу скінченного елемента підтверджується цілою низкою чинників: по-перше, найкращою пристосованістю для використання у нерегулярних сітках, так як підтримує чотиригранні, призматичні і пірамідальні вироджені форми (рис. 2.2), одна з яких і була використана при побудові сітки для лопатки, що розглядається у даній роботі. По-друге, дозволяє враховувати геометричну та фізичну нелінійність. З огляду на розв'язувану у роботі задачу, при виборі скінченного елемента передбачається, що він буде враховувати властивості матеріалу, які можуть

бути ізотропними або анізотропними, а також характеризуватись певною температурною залежністю.

Геометрія лопатки є дуже складною і не допускає поділу на частини. Тому виникає необхідність розгляду її в цілісному вигляді. Складність внутрішньої структури робить побудову регулярної гексаедричної скінченно-елементної сітки невиправдано трудомістким процесом. Крім того, вона неминуче буде або утримувати величезну кількість елементів, або ці елементи будуть неправильної форми (великі перекоси, гострі кути і т.п.). Тому єдиним прийнятним варіантом є сітка з тетраедрів при контролі їх якості.

Зазначені раніше особливості конструкції лопатки, що розглядається, ускладнюють створення скінченно-елементної сітки. Тому її геометрія повинна бути оброблена вручну та адаптована під сітку з урахуванням передбачуваного розміра мінімального елемента, який визначає загальну кількість елементів моделі. У даному випадку мінімальний розмір елемента становить $3,7713 \cdot 10^{-5}$ мм.

Загальний вигляд скінченно-елементної моделі подано на рис. 2.4. Видно, що сітка має змінну густину залежно від геометрії лопатки, яка передбачає неоднорідність матеріалу та локалізацію напружень.

Використана у роботі тривимірна скінченно-елементна модель монокристалічної охолоджуваної лопатки газотурбінного двигуна дозволяє враховувати форму та конструкцію лопатки, особливості деформування та ін., та, зокрема, моделювати особливості її навантаження, тобто відцентрові навантаження, які викликані обертанням робочого колеса турбіни; розподілу тиску газу по поверхні та температур у лопатці. При цьому, для завдання температури використовуються результати розрахунку теплових процесів, проведені для лопатки за допомогою тривимірної моделі. Таким чином, розроблена модель охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна дозволяє врахувати усі конструктивно-технологічні особливості та вплив експлуатаційних режимів навантаження.

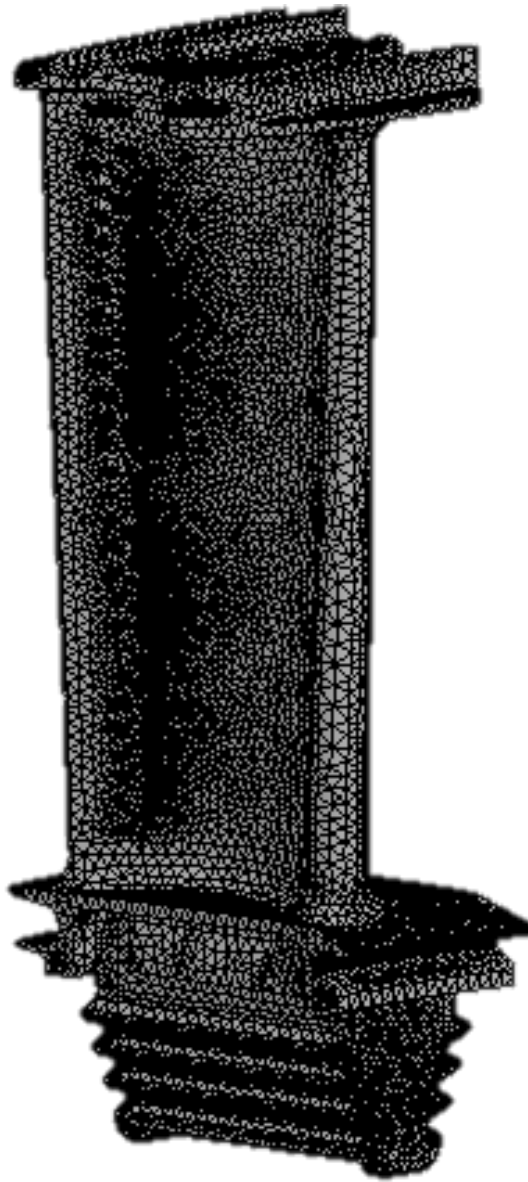


Рис. 2.4. Скінченно–елементна модель охолоджуваної монокристалічної лопатки

На рис. 2.5 показана скінченно–елементна модель охолоджуваної лопатки у поперечному перерізі.

З рис. 2.4 – 2.5 видно, що менш щільна сітка застосовується там, де напруження не зазнають різкої зміни, наприклад перо лопатки. У радіусах переходів, в зонах з'єднань та ін. (тобто поблизу концентраторів напружень) використовується більш густа сітка.

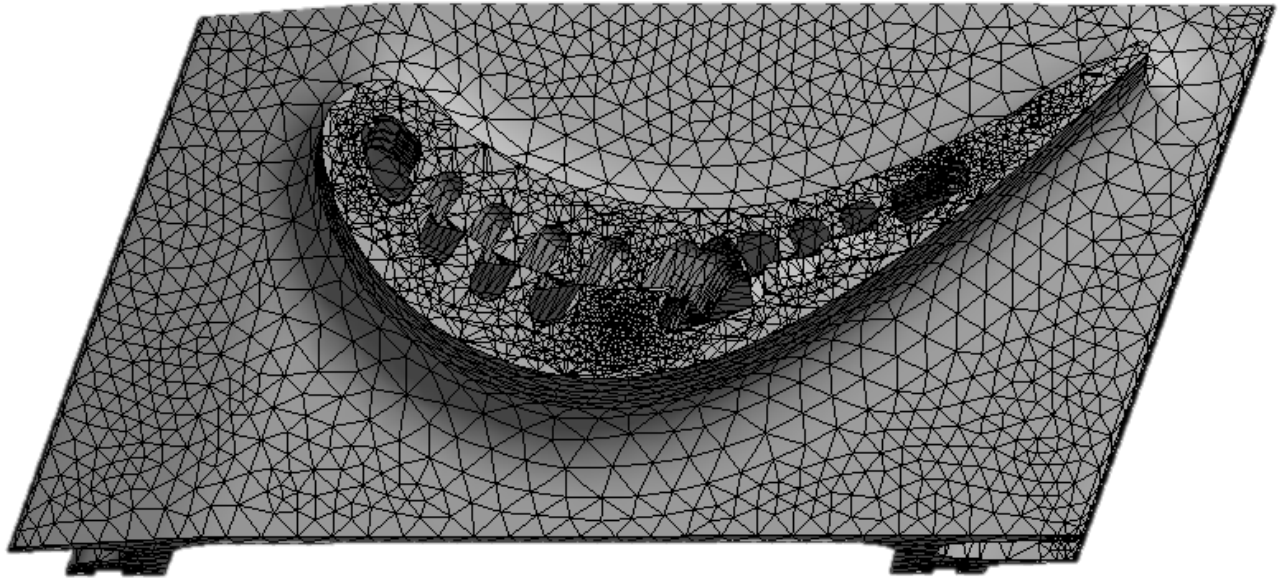


Рис. 2.5. Скінченно–елементна модель у поперечному перерізі

У загальному випадку визначення температурного стану охолоджуваної лопатки є крайовою задачею математичної фізики в тривимірному просторі. Процес теплопровідності описується нелінійним диференціальним рівнянням у частинних похідних [6]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c T) = \text{div}(\lambda \text{grad} T) + Q, \quad (2.5)$$

де T – температура;

λ – коефіцієнт теплопровідності;

c – питома теплоємність;

Q – характеристика внутрішнього джерела або стоку;

ρ – густина матеріалу лопатки;

t – час.

Дана лопатка має перепад температур як у поздовжньому напрямку, так і в поперечних перерізах. Тому задача повинна розв’язуватись як тривимірна.

Для подібних задач можливе використання граничних умов двох видів. Якщо задано розподіл температур на поверхні лопатки і охолоджуючих каналів, то можливе використання граничних умов I роду. Однак, такі дані відомі далеко не завжди, і отримати їх з достатнім ступенем точності, зазвичай досить складно.

Граничні умови III роду відображають конвективний теплообмін на поверхнях лопатки і охолоджуючих каналів. Їх використання також пов'язано з можливістю похибки, тому задача температурного стану лопатки розв'язувалась двома способами. Зіставлення даних дозволило отримати більш адекватні результати.

Складність геометрії лопатки і неоднорідність властивостей матеріалу як початкових, так і тих, які виникають у процесі роботи в температурному полі, вимагає вибору виду і розміру скінченного елемента. Тому було проведено дослідження кількох моделей лопатки, що відрізняються густиною і типом скінчених елементів, а отже, числом ступенів свободи, характеристики яких відображені в табл. 2.3.

Таблиця 2.3

Характеристика використаних скінченно-елементних моделей охолоджуваної лопатки

Тип скінченного елемента	Число вузлів	Число ступенів свободи
1	2	3
Лінійний тетраедр (4х-вузловий)	83 910	242 367
	132 908	382 806
	244 713	702 561
	436 228	1 264 614

Продовження таблиці 2.3

1	2	3
Квадратичний тетраедр (10-вузловий)	580 031	1 704 114
	935 793	2 747 526
	1072656	3 217 968
	1 739 242	більш 7 500 000
	3 117 290	більш 9 000 000

Встановлено, що починаючи з числа ступенів свободи, що дорівнює 3 217 968, значення напружено-деформованого стану лопатки майже не змінюється. Тому скінченно-елементна модель лопатки з 10-ти вузлових тетраедрів з таким числом ступенів свободи була обрана для розв'язання даної задачі. При цьому мінімальний розмір скінченного елемента становив $3,7713 \times 10^{-5}$ мм, що достатньо для опису всіх конструктивних особливостей лопатки.

2.3 Особливості моделювання термопружного стану монокристалічної лопатки

У даній роботі в якості вхідних даних були задані температури різних ділянок лопатки, які змінювалися від 580 до 810 °С. За допомогою усереднення було отримано температурне поле лопатки. Крім того, розв'язувалась задача теплопровідності для випадку, коли температура газу на поверхні лопатки дорівнює 850 °С, а температура охолоджуючого повітря на вході в систему охолодження – 600 °С. У даному випадку розглядається стаціонарна задача теплопровідності, яка зводиться до розв'язання варіаційного рівняння $\delta J = 0$ для функціоналу [28]

$$J = \frac{1}{2} \iiint_V \lambda \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] dx dy dz + \frac{1}{2} \sum_k \iint_{(S_k)} h_k (T - T_k)^2 dS_k, \quad (2.6)$$

де V – об'єм тіла;

S_k – поверхня ділянок лопатки і охолоджуючих каналів;

h_k – коефіцієнт тепловіддачі на ділянках лопатки;

k – номери ділянок поверхні лопатки і її охолоджуючих каналів.

Варіаційне рівняння (2.6) відображає рівняння теплопровідності і граничні умови III роду на різних ділянках лопатки й охолоджуючих каналів.

Ці умови мають наступний вигляд:

$$h_k (T_{zk} - T) = \lambda \frac{\partial T}{\partial n},$$

$$h_k (T - T_{vk}) = \lambda \frac{\partial T}{\partial n},$$

де T_{zk} – температура газу;

T_{vk} – температура повітря на різних ділянках охолоджуючих каналів;

n – нормаль до поверхні лопатки або охолоджуючих каналів.

Температура охолоджуючого повітря на різних ділянках каналів обирається згідно з вхідними даними [6].

Найбільш поширене визначення середнього значення коефіцієнта тепловіддачі від робочого тіла до лопатки на трьох ділянках: вхідний кромці h_1 , середній частині профілю (проти охолоджуючих каналів) h_2 і вихідний кромці h_3 , на поверхні охолоджуючих каналів – коефіцієнт тепловіддачі h_{vk} . За відсутності достатньої інформації про характер теплообміну використовуються середні інтегральні значення коефіцієнтів тепловіддачі, знайдені по емпіричних залежностях.

Характер матриць податливості для даної задачі, з урахуванням властивостей монокристалічного матеріалу, описаний в роботах [21, 28, 33, 34]. Розв'язання задачі термопружності дозволило провести аналіз НДС лопатки, результати якого порівнювались з даними, отриманими тільки з

урахуванням відцентрових сил. У загальному випадку матриця податливості для монокристалічної лопатки є повністю заповненою [23]. В даному випадку кристалографічні осі $[100]$, $[010]$, $[001]$ збігаються з осями лопатки x , y , z . Структура монокристала таких сплавів являє собою граніцентовану кубічну решітку. Такий сплав характеризується трьома незалежними константами.

Матриця податливості S для анізотропного матеріалу, який є більш загальним в порівнянні з монокристалічним сплавом із граніцентричною кубічною решіткою, так як характеризується дев'ятьма незалежними константами, має вигляд

$$S = K^{-1} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{22} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{13} & s_{12} & s_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66} \end{bmatrix}, \quad (2.7)$$

де K – матриця жорсткості; S_{ij} – коефіцієнти матриці податливості, які можуть бути представлені через технічні пружні константи:

$$S = K^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & \frac{-\nu_{xy}}{E_x} & \frac{-\nu_{xz}}{E_x} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{yx}}{E_y} & \frac{1}{E_y} & \frac{-\nu_{yz}}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{zx}}{E_z} & \frac{-\nu_{zy}}{E_z} & \frac{1}{E_z} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{yz}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xz}} \end{bmatrix}, \quad (2.8)$$

для яких справедливі рівняння

$$\frac{\nu_{xy}}{E_x} = \frac{\nu_{yx}}{E_y}; \frac{\nu_{zx}}{E_z} = \frac{\nu_{xz}}{E_x}; \frac{\nu_{zy}}{E_z} = \frac{\nu_{yz}}{E_y}, \quad (2.9)$$

де E_x, E_y, E_z – модулі пружності при розтягуванні або стисненні в напрямку осі, зазначеної в індексі;

G_{xy}, G_{yz}, G_{xz} – модулі зсуву (подвійні індекси відповідних осей, між якими при зсуві відбувається зміна прямого кута);

$\nu_{xy}, \nu_{yz}, \nu_{xz}$ – коефіцієнти поперечної деформації в напрямку другої з осей, зазначених в індексі, при дії нормальних напружень в напрямку першої осі.

Ці константи можуть бути використані, коли враховується зміна механічних властивостей матеріалу по об'єму лопатки внаслідок деформації матеріалу. Це призводить до додаткових ітерацій при розрахунках.

Структура монокристала охолоджувальної лопатки, що має граніцентровану кубічну решітку, є окремим випадком анізотропного матеріалу, для якого будь-які три взаємоортогональні напрями – рівнозначні. Тоді матриця податливості (2. 7) набуває вигляду

$$S = K^{-1} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{11} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{12} & s_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44} \end{bmatrix}, \quad (2.10)$$

а технічні пружні константи пов'язані співвідношеннями

$$\begin{aligned}
\frac{1}{E_x} &= \frac{1}{E_y} = \frac{1}{E_z} = \frac{1}{E}; \\
-\frac{\nu_{xy}}{E_x} &= -\frac{\nu_{yz}}{E_y} = -\frac{\nu_{zx}}{E_z} = -\frac{\nu}{E}; \\
\frac{1}{G_{xy}} &= \frac{1}{G_{yz}} = \frac{1}{G_{zx}} = \frac{1}{G}.
\end{aligned} \tag{2.11}$$

З урахуванням співвідношення (2.11) матриця податливості (2.8) матиме вигляд

$$S = K^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{bmatrix}. \tag{2.12}$$

Зі співвідношень (2.10) – (2.12) видно, що пружна поведінка монокристалічного матеріалу описується трьома незалежними константами.

Залежності коефіцієнтів матриці податливості (2.10) від температури T для монокристалічної лопатки можуть бути представлені у вигляді

$$\begin{aligned}
s_{11} &= h_{11} + h_{12}T + h_{13}T^2, \\
s_{12} &= h_{21} + h_{22}T + h_{23}T^2, \\
s_{44} &= h_{31} + h_{32}T + h_{33}T^2,
\end{aligned} \tag{2.13}$$

де h_{ij} – коефіцієнти, що визначаються для конкретного матеріалу.

Значення пружних характеристик для розглянутого матеріалу представлені у вигляді матриці

$$H = \begin{bmatrix} 0,7167 \cdot 10^{-5} & -0,2486 \cdot 10^{-9} & 2,2848 \cdot 10^{-12} \\ -0,2742 \cdot 10^{-5} & -0,1766 \cdot 10^{-9} & -0,9999 \cdot 10^{-12} \\ 0,7709 \cdot 10^{-5} & 0,55 \cdot 10^{-9} & 1,5106 \cdot 10^{-12} \end{bmatrix}. \quad (2.14)$$

2. 4 Скінченно-елементна реалізація моделі

Для проведення термопружного аналізу існують такі елементи як PLANE223 – 8-ми вузловий, SOLID226 – тривимірний 20-ти вузловий, SOLID227 – тривимірний 10-ти вузловий. Ці елементи підтримують як теплове розширення, так і п'єзокалоричні ефекти і використовують метод сильного (матричного) зв'язку, на відміну від SOLID5, PLANE13 – 2-D, SOLID98 – 3-D, які використовують метод слабкого зв'язку і підтримують ефект теплового розширення тільки у вигляді вектора теплової деформації [6, 111, 124].

Основні рівняння термопружності [111, 124] мають вигляд

$$\{\varepsilon\} = [D]^{-1} \{\sigma\} + \{\alpha\} \Delta T, \quad (2.15)$$

$$S = \{\alpha\}^T \{\sigma\} + \frac{\rho C_p}{T_0} \Delta T, \quad (2.16)$$

де $\{\varepsilon\}$ – вектор повної деформації $= [\varepsilon_x \ \varepsilon_y \ \varepsilon_z \ \varepsilon_{xy} \ \varepsilon_{yz} \ \varepsilon_{xz}]^T$;

S – густина ентропії;

$\{\sigma\}$ – вектор напружень $= [\sigma_x \ \sigma_y \ \sigma_z \ \sigma_{xy} \ \sigma_{yz} \ \sigma_{xz}]^T$;

ΔT – зміна температури $= T - T_{ref}$;

T – поточна температура;

T_0 – абсолютна еталонна температура $= T_{ref} + T_{off}$;

T_{ref} – еталонна температура;

T_{off} – зміщена температура від абсолютного нуля до нуля;

$[D]$ – пружна матриця жорсткості;

$\{\alpha\}$ – вектор коефіцієнтів теплового розширення – $[\alpha_x \alpha_y \alpha_z 0 0 0]^T$;

ρ – густина;

C_p – питома теплоємність при постійному напруженні або тиску.

Матриця жорсткості або відповідності $[D]^{-1}$ ($S=K^{-1}$) визначається співвідношеннями (2.8) і (2.9), які були описані вище.

Використовуючи $\{\epsilon\}$ й ΔT як незалежні змінні та замінивши густину ентропії S в рівнянні (2.16) на густину тепла Q , використовуючи другий закон термодинаміки для зворотної зміни [111, 124]

$$Q = T_0, \quad (2.17)$$

отримуємо такі співвідношення:

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} - \{\beta\}\Delta T, \quad (2.18)$$

$$Q = T_0 \{\beta\}^T \{\epsilon\} + \rho C_v \Delta T, \quad (2.19)$$

де $\{\beta\}$ – вектор термопружних коефіцієнтів – $[D] \{\alpha\}$;

C_v – питома теплоємність при постійній деформації або об'ємі

$$C_v = C_p - T_0 \rho \alpha T \beta.$$

Підставляючи Q з рівняння (2.19) у рівняння теплового потоку (2.20) отримуємо [111, 124]

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\} T \right) + \{L\}^T \{q\} = \dots q, \quad (2.20)$$

де ρ – густина;

c – питома теплоємність;

T – температура ($T(x, y, z, t)$);

t – час;

$$\{L\} = \left\{ \begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{array} \right\} - \text{вектор-оператор};$$

$$\{v\} = \left\{ \begin{array}{c} v_x \\ v_y \\ v_z \end{array} \right\} - \text{вектор швидкості для масового перенесення тепла};$$

$\{q\}$ – вектор потоку тепла;

$\dots q$ – швидкість генерації тепла на одиницю об'єму.

Слід врахувати, що члени $\{L\} T$ и $T \{q\}$ також можуть бути інтерпретовані як T і $\{q\}$ відповідно, і є оператором градієнта і оператором диверсифікації [111, 124]

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = T_0 \{\beta\}^T \frac{\partial \{\varepsilon\}}{\partial t} + \rho C_v \frac{\partial (\Delta T)}{\partial t} - [K] \nabla^2 T, \quad (2.21)$$

де $[K] = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix}$ – матриця теплопровідності;

K_{xx}, K_{yy}, K_{zz} – коефіцієнти теплопровідності.

Виведення структурних матриць. Принцип віртуальної роботи стверджує, що віртуальна (дуже невелика) зміна внутрішньої енергії деформації повинна бути компенсована однаковою зміною зовнішньої роботи через прикладені навантаження або [111, 124]

$$\delta U = \delta V, \quad (2.22)$$

де U – енергія деформації (внутрішня робота) $= U_1 + U_2$

V – зовнішня робота $= V_1 + V_2 + V_3$;

δ – оператор віртуальної роботи.

Енергія віртуального напруження

$$\delta U_1 = \int_{vol} \{\delta \varepsilon\} \{\sigma\} d(vol)^T, \quad (2.23)$$

де $\{\varepsilon\}$ – вектор деформації;
 $\{\sigma\}$ – вектор напруження;
 vol – об'єм елемента.

Приймаючи до уваги лінійні матеріали і геометрію, об'єднаємо рівняння (2.22) і (2.23) [111, 124]

$$\delta U_1 = \int (\{\delta \varepsilon\}^T [D] \{\varepsilon\} - \{\delta \varepsilon\}^T [D] \{\varepsilon^{th}\}) d(vol). \quad (2.24)$$

Деформації можуть бути пов'язані з вузловими зсувами

$$\{\varepsilon\} = [B] \{u\}, \quad (2.25)$$

де $[B]$ – матриця деформаційного зміщення, заснована на функціях форм елемента;

$\{u\}$ – векторне переміщення.

Поєднуючи рівняння (2.25) з рівнянням (2.24) і відзначаючи, що $\{u\}$ не змінюється за об'ємом, отримуємо

$$\delta U_1 = \{\delta u\}^T \int_{vol} [B]^T [D] [B] d(vol) \{u\} - \{\delta u\}^T \int_{vol} [B]^T [D] \{\varepsilon^{th}\} d(vol). \quad (2.26)$$

Інша форма віртуальної енергії деформації, яка враховує те, що поверхня рухається проти розподіленого опору, може бути записана як

$$\delta U_2 = \int_{area_f} \{\delta w_n\}^T \{\sigma\} d(area_f), \quad (2.27)$$

де $\{w_n\}$ – рух, нормальний до поверхні;
 $\{\sigma\}$ – напруження (або тиск), що переносяться поверхнею;

$area_f$ – площа розподіленого опору;

Якщо прийняти до уваги, що $\{w_n\}$, так і $\{\sigma\}$ зазвичай мають тільки одну ненульову компоненту у точці, нормальне зміщення пов'язано з вузловими зсувами

$$\{W_n\} = [N_n]\{u\}, \quad (2.28)$$

де $[N_n]$ – матриця функцій форми для нормальних рухів на поверхні.

Напруження $\{\sigma\}$ обчислюється за формулою

$$\{\sigma\} = k\{w_n\}, \quad (2.29)$$

де k – жорсткість.

Комбінуючи рівняння (2.27) з рівнянням (2.29) і припускаючи, що k є сталою за площиною, маємо

$$\delta U_2 = \{\delta u\}^{Tk} \int_{area_f} [N_n]^T [N_n] d(area_f) \{u\}. \quad (2.30)$$

Для визначення зовнішньої віртуальної роботи визначаємо інерційні ефекти

$$\delta V_1 = - \int_{vol} \{\delta w\}^T \frac{\{F^a\}}{vol} d(vol), \quad (2.31)$$

де $\{w\}$ – вектор зсувів точки;

$\{F^a\}$ – вектор прискорення (Даламбера).

Згідно з другим законом Ньютона маємо

$$\frac{\{F^a\}}{vol} = \rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} \{w\}, \quad (2.32)$$

де ρ – густина;

t – час.

Переміщення всередині елемента пов'язані з вузловими зсувами

$$\{w\} = [N]\{u\}, \quad (2.33)$$

де $[N]$ – матриця функцій форм.

Комбінуючи рівняння (2.31), (2.32) і (2.33) та вважаючи, що ρ – стала за об'ємом, маємо

$$\delta V_1 = -\{\delta u\}^T \rho \int_{vol} [N]^T [N] d(vol) \frac{\delta^2}{\delta t^2} \{u\}. \quad (2.34)$$

Формулювання вектора сили тиску починається з використання рівняння

$$\delta V_2 = \int_{area_p} \{\delta w_n\}^T \{P\} d(area_p), \quad (2.35)$$

де $\{P\}$ – вектор тиску, який застосовується (зазвичай містить лише одну ненульову складову)

$area_p$ – площа, на яку діє тиск.

Об'єднавши рівняння (2.33) і (2.35), отримаємо

$$\delta V_2 = \{\delta u\}^T \int_{area_p} [N_n] \{P\} d(area_p). \quad (2.36)$$

При відсутності додаткових умов, на зовнішню поверхню кожного елемента накладається тиск, який є нормальним до поверхні. При цьому вузлові сили, які діють на елемент, враховуються рівнянням (2.37)

$$\delta V_3 = \{\delta u\}^T \{F_e^{nd}\}, \quad (2.37)$$

де $\{F_e^{nd}\}$ – вузлові сили, прикладені до елемента.

Равняння (2.22), (2.26), (2.30), (2.34), (2.36), (2.37) можна об'єднати таким чином:

$$\begin{aligned} & \{\delta u\}^T \int_{vol} [B]^T [D] [B] d(vol) \{u\} - \{\delta u\}^T \int_{vol} [B]^T [D] \{\epsilon^{th}\} d(vol) + \\ & + \{\delta u\}^T k \int_{area_f} [N_n]^T [N_n] d(area_f) \{u\} = -\{\delta u\}^T \rho \int_{vol} [N]^T [N] d(vol) \frac{\delta^2}{\delta t^2} \{u\} + \quad (2.38) \\ & + \{\delta u\}^T \int_{area_p} [N_n]^T \{P\} d(area_p) + \{\delta u\}^T \{F_e^{nd}\}. \end{aligned}$$

Вектор $\{\delta u\}^T$ – загальний набір довільних віртуальних переміщень. Умова, необхідна для використання (2.38), зводиться до

$$([K_e] + [K_e^f]) \{u\} - \{F_e^{th}\} = [M_e] \{\ddot{u}\} + \{F_e^{pr}\} + \{F_e^{nd}\}, \quad (2.39)$$

де $[K_e] = \int_{vol} [B]^T [D] [B] d(vol)$ – матриця жорсткості елемента;

$[K_e^f] = k \int_{area_f} [N_n]^T [N_n] [B] d(area_f)$ – елемент матриці жорсткості;

$\{F_e^{th}\} = \int_{vol} [B]^T [D] \{\epsilon^{th}\} d(vol)$ – вектор елементів теплового

навантаження;

$[M_e] = \rho \int_{vol} [N]^T [N] d(vol)$ – елемент матриці мас;

$\{\ddot{u}\} = \frac{\partial^2}{\partial t^2} \{u\}$ – вектор прискорення;

$\{F_e^{pr}\} = \int_{area_p} [N_n]^T \{P\} d(area_p)$ – вектор тиску елемента.

Рівняння (2.39) є рівнянням рівноваги на основі одного елемента [111, 124].

Застосовуючи варіаційний принцип для врівноваження рівняння руху та рівняння збереження теплового потоку, пов'язаного з постійними рівняннями термопружності, отримуємо таке рівняння в матричному вигляді:

$$\begin{bmatrix} [M] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{u}\} \\ \{\dot{T}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [C] & [0] \\ [C^u] & [C^T] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{u}\} \\ \{\dot{T}\} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K] & [K^{ut}] \\ 0 & [K^t] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{u\} \\ \{T\} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \{F\} \\ \{Q\} \end{Bmatrix}, \quad (2.40)$$

де $[M]$ – матриця мас елемента (визначається рівнянням (2.39));

$[C]$ – матриця структурного демпфірування елемента;

$[K]$ – матриця жорсткості елемента (визначається рівнянням (2.39));

$\{u\}$ – вектор переміщення;

$\{F\}$ – сума елементарної вузлової сили (яка визначається рівнянням (2.37)) і вектора напружень (визначається рівнянням (2.39));

$[C^t]$ – теплова матриця елемента (визначається рівнянням (2.41));

$[K^t]$ – матриця питомої теплопровідності (визначається рівнянням (2.41));

$\{T\}$ – вектор температури;

$\{Q\}$ – сума елементів теплової генерації навантаження і векторів конвекції поверхневого теплового потоку, що визначається рівнянням

$$[K^{ut}] = - \int_{vol} [B]^T \{\beta\} \{N\}^T d(vol) \quad - \text{елементна термopружна матриця}$$

жорсткості.

$$[C_e^t] \{\dot{T}_e\} + ([K_e^{tm}] + [K_e^{tb}] + [K_e^{tc}]) \{T_e\} = \{Q_e\} + \{Q_e^c\} + \{Q_e^g\}, \quad (2.41)$$

де $[C_e^t] = \rho \int_{vol} c \{N\} \{N\}^T d(vol)$ – матриця питомої теплоємності елемента (теплове загасання);

$$[K_e^{tm}] = \rho \int_{vol} c \{N\} \{v\}^T [B] d(vol) \quad - \text{матриця провідності перенесення маси}$$

елемента;

$$[K_e^{tb}] = \int_{vol} [B]^T [D] [B] d(vol) \quad - \text{матриця дифузії провідності елемента};$$

$$[K_e^{tc}] = \int_{S_3} h_f \{N\} \{N\}^T d(S_3) \quad - \text{матриця конвекції поверхні елемента};$$

$$\{Q_e^f\} = \int_{S_2} \{N\} q * d(S_2) \quad - \text{вектор масового потоку};$$

$\{Q_e^c\} = \int_{S_3} T_B h_f \{N\} d(S_3)$ – вектора теплопровідності елемента на поверхні конвекції;

$\{Q_e^g\} = \int_{vol} q \{N\} d(vol)$ – вектор навантаження за рахунок вивільнення тепла елемента;

$[K_e^{tm}]$ – несиметрична матриця.

$[K_e^{tc}]$ матриця, яка розраховується, як визначено вище, тільки для SOLID90. Всі інші елементи використовують діагональну матрицю з діагональними членами, які визначаються вектором $\int_{S_3} h_f \{N\} d(S_3)$.

Матриця $[C_e^t]$ найчастіше приймає вид діагональної матриці. Якщо матриця має діагональний вигляд і присутнє теплове загасання, та за умови перехідного аналізу, матриця $\{Q_e^j\}$ коригується так, щоб її члени були пропорційні основним діагональним умовам $[C_e^t]$. $\{Q_e^j\}$ – вектор швидкості генерації тепла для джоулевого нагріву.

Це регулювання гарантує, що елементи, піддані рівномірному нагріванню, матимуть рівномірне підвищення температури. Однак це коригування також змінює нерівномірний вхід тепловиділення на середнє значення за елементом.

Для задач зі змінною фазою матриця $[C_e^t]$ оцінюється за кривою ентальпії [120], якщо вводиться ентальпія [111, 124].

Обчислення енергії. У статичному та перехідному термопружному аналізі миттєва повна енергія деформації елемента розраховується як

$$U_t = \frac{1}{2} \int_{vol} \{\sigma\}^T \{\varepsilon\} d(vol), \quad (2.42)$$

де U_t – повна енергія деформації.

При цьому в рівнянні (2.42) використовується загальна деформація, тоді як стандартна енергія деформації використовує пружну деформацію.

У гармонійному термопружному аналізі сумарна енергія деформації за часом визначається за формулою

$$U_t = \frac{1}{4} \int_{vol} \{\sigma\}^T \{\varepsilon\}^* d(vol), \quad (2.43)$$

де $\{\varepsilon\}^*$ – повна деформація.

Реальна частина рівняння (2.43) є середня накопичена енергія деформації, а її уявна частина – середні втрати енергії через термопружне загасання.

Термопружне загасання можна кількісно визначити за допомогою коефіцієнта якості Q , отриманого із загальної формули енергії деформації (2.44) з використанням частин наборів розв’язків

$$Q^{-1} = \frac{\sum_{j=1}^{N_e} \text{Im}(U_t)}{\sum_{j=1}^{N_e} \text{Re}(U_t)}, \quad (2.44)$$

де N_e – кількість термопружних елементів.

Матриці жорсткості і відповідності матеріалу. Матриця жорсткості матеріалу є матрицею 8×8 , яка містить матрицю жорсткості матеріалу ABD (6×6), а також матрицю зсуву C (2×2).

$$\begin{bmatrix} \{N\} \\ \{M\} \\ \{Q\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [A] & [B] & [0] \\ [B] & [D] & [0] \\ [0] & [0] & [C] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \{\varepsilon\} \\ \{\kappa\} \\ \{\gamma\} \end{bmatrix}. \quad (2.45)$$

Матриця жорсткості матеріалу ABD :

A – матриця жорсткості в площині,

B – матриця, що описує зв'язок між силами в площині та моментами вигину,

D - матриця жорсткості при згині.

У разі симетрично збалансованого матеріалу матриця B стає нульовою.

На додаток до умов ABD також оцінюється матриця зсуву C . Матриця зсуву має такий вигляд:

$$\begin{bmatrix} C_{44} & C_{45} \\ C_{54} & C_{55} \end{bmatrix}, \quad (2.46)$$

де C_{44} и C_{55} – жорсткість G_{23} и G_{31} , відповідно.

Матриця відповідності є матрицю 8×8 , яка містить зворотну матрицю ABD і обернену матрицю C . Обернена матриця до ABD також називається abd матрицею (ABD^{-1}) [111, 124].

Матриці жорсткості і відповідності також можуть бути записані в нормалізованій формі, де h товщина елемента. Нормалізовані матриці жорсткості ABD^* :

$$\text{матриця жорсткості в площині } A^* = \frac{A}{h},$$

$$\text{сполучна матриця } B^* = \frac{2B}{h^2},$$

$$\text{згинальна матриця жорсткості } D^* = \frac{12D}{h^3},$$

$$\text{матриця випадкового зсуву } Q^* = \frac{Q}{h}.$$

Нормалізовані матриці відповідності abd^* :

$$\text{матриця жорсткості в площині } a^* = ah,$$

$$\text{сполучна матриця } b^* = \frac{h^2b}{2},$$

$$\text{згинальна матриця жорсткості } d^* = \frac{h^3d}{12},$$

матриця випадкового зсуву $q^* = qh$.

Технічні константи матеріалу. Технічні константи матеріалу отримують з нормалізованих матриць відповідності, які можна порівняти з матрицями відповідності шарів. Тому технічні константи в площині обчислюються з нормалізованої матриці відповідності в площині [111, 124]:

$$\text{жорсткість матеріалу: } E_1 = \frac{1}{a_{11}^*};$$

$$\text{жорсткість матеріалу: } E_2 = \frac{1}{a_{22}^*};$$

$$\text{жорсткість зсуву матеріалу: } G_{12} = \frac{1}{a_{66}^*}.$$

Терміни зсуву поза площиною отримані з нормалізованої матриці відповідності зсуву:

поправні коефіцієнти зсуву k_{44} и k_{55} ;

$$\text{жорсткість при зсуві поза площиною: } G_{31} = \frac{1}{q_{55}^*} \cdot k_{55};$$

$$\text{жорсткість при зсуві поза площиною: } G_{23} = \frac{1}{q_{44}^*} \cdot k_{44}.$$

Пізгібні константи отримані з нормалізованої матриці відповідності вигину:

$$\text{згинальна жорсткість матеріалу: } E_1^f = \frac{1}{d_{11}^*};$$

$$\text{згинальна жорсткість матеріалу: } E_2^f = \frac{1}{d_{22}^*};$$

$$\text{згинальна жорсткість зсуву матеріалу: } G_{12}^f = \frac{1}{d_{66}^*}.$$

Полярні властивості анізотропного матеріалу. Полярний графік (рис. 2.6) показує технічні константи матеріалу (E_1 , E_2 и G_{12}), повернені на

кути від 0 – 360 градусів. Цей графік висвітлює анізотропію матеріалу і вплив орієнтації кристалографічних осей [111, 124].

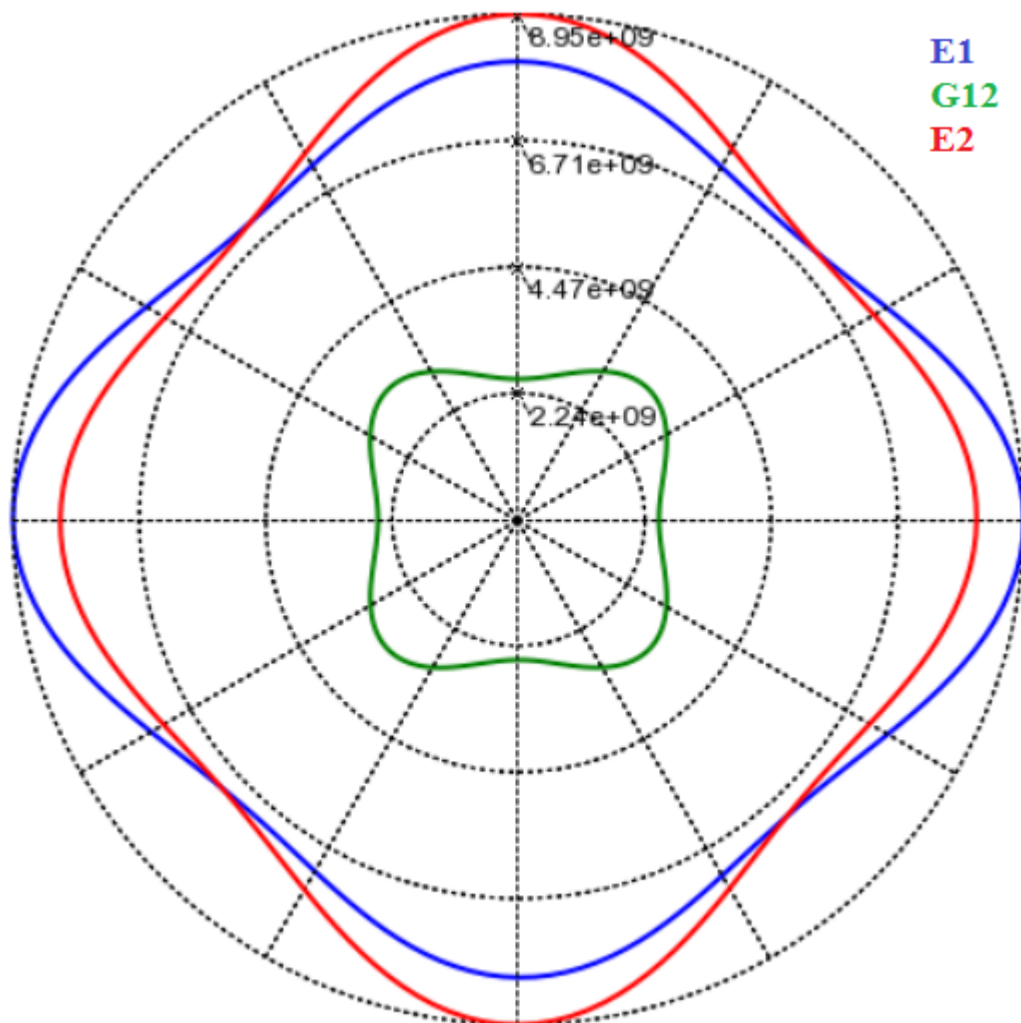


Рис. 2.6. Зміна технічних констант анізотропного матеріалу в полярній системі координат [111, 124]

Висновки за розділом 2

1. Обґрунтовано вибір скінченно-елементної моделі. На основі ряду розрахунків визначено оптимальне число ступенів свободи, яке дорівнює 3 217 968 для 10-ти вузлових тетраедрів. Мінімальний розмір скінченного елемента склав $3,7713 \cdot 10^{-5}$ мм, що дозволяє описати всі конструктивні особливості лопатки.

2. Показано, що конструкція монокристалічної лопатки з вихровою і частково плівковою системами охолодження відрізняється складною геометричною формою і неоднорідністю властивостей матеріалів як початкових, так і тих що виникають в неоднорідному температурному полі.

3. Показано необхідність врахування безперервної зміни температурного поля, що дозволяє виявити сплески температурних напружень на границях областей із різними температурами.

4. Визначено величини пружних констант у різних напрямках при зміні температури від 20 °C до 800 °C.

5. На основі тривимірної скінченно-елементної моделі монокристалічної охолоджуваної лопатки було виготовлено модель лопатки на 3-D принтері Anet.A8 з матеріалу ABS (Додаток В).

Результати досліджень даного розділу наведено в публікаціях [50, 51].

РОЗДІЛ 3

ТЕРМОПРУЖНА ЗАДАЧА

3.1 Аналіз температурного стану лопаток

Лопатки газових турбін працюють в складних умовах термомеханічного навантаження. Характерним їх прикладом є охолоджувана лопатка, виконана з жароміцного хромо-нікелевого сплаву, що має монокристалічну структуру. Для охолодження лопаток використовується система охолоджувальних каналів у вигляді вихрової матриці. В її каналах здійснюється генерація системи малорозмірних закручених потоків, що забезпечує таку перевагу вихрової матриці як досить високий рівень інтенсифікації теплообміну. Геометрична форма вихрової системи охолодження має багато гострих кутів та поверхонь з малою площею, що сприяє виникненню численних зон концентрації напружень. Задача їх виявлення ускладнюється тим, що всі вони знаходяться всередині охолоджуючих каналів і недоступні для тензометрирування [89].

У даній роботі розглядається охолоджувана монокристалічна лопатка з ефективною, але складною системою вихрового охолодження. Рис. 3.1, 3.2 дають уявлення про конструкцію лопатки, систему охолоджуючий каналів, розташування кристалографічних осей і напрямків їх повороту.

У рамках задачі, яка розв'язується, було зроблено припущення, що розглянута лопатка жорстко закріплена в диску за відповідними поверхнями «ялинкового замка». На рис. 3.1(а) кристалографічні осі матеріалу збігаються з осями лопатки, що є ідеальним випадком. Дана модель відповідає початковим умовам для відхилень кристалографічних осей. На рис. 3.1 (б) подано систему внутрішніх охолоджуючих каналів у вигляді вихрової матриці. При виготовленні лопаток використовується матриця, яка являє собою частину форми, на якій формується зовнішня частина лопатки. У

нашому випадку відбувається нарощування монокристалічного матеріалу і формування внутрішніх каналів.

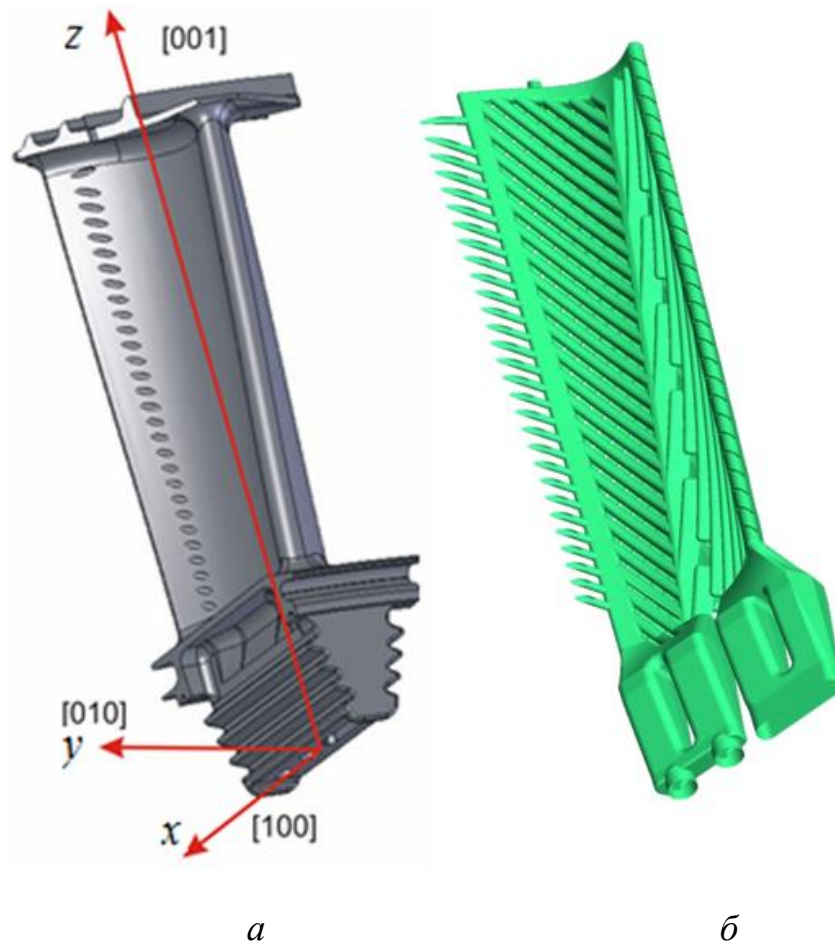


Рис. 3.1. Охолоджувана лопатка з позначенням монокристалічних осей (а), її система внутрішніх охолоджуючих каналів у вигляді вихрової матриці (б) [89]

На рис. 3.2 (а) подано розташування кристалографічних осей лопатки та напрям їх відхилення. Продольна вісь лопатки співпадає з напрямом [001], що відповідає осі z. Кристалографічні напрямки - це характерні прямі лінії, що виходять з точки відліку, уздовж яких в кристалічній решітці розташовуються атоми. На рис. 3.2 (б) представлена граніцентована кубічна решітка монокристалічного матеріалу з осями та напрямом їх відхилення. Анізотропний матеріал характеризується різними механічними та іншими

властивостями в кристалічних тілах уздовж різних кристалографічних напрямів. Це є природним наслідком кристалічної будови, у зв'язку з тим, що на різних кристалографічних площинах і вздовж різних напрямів щільність атомів різна.

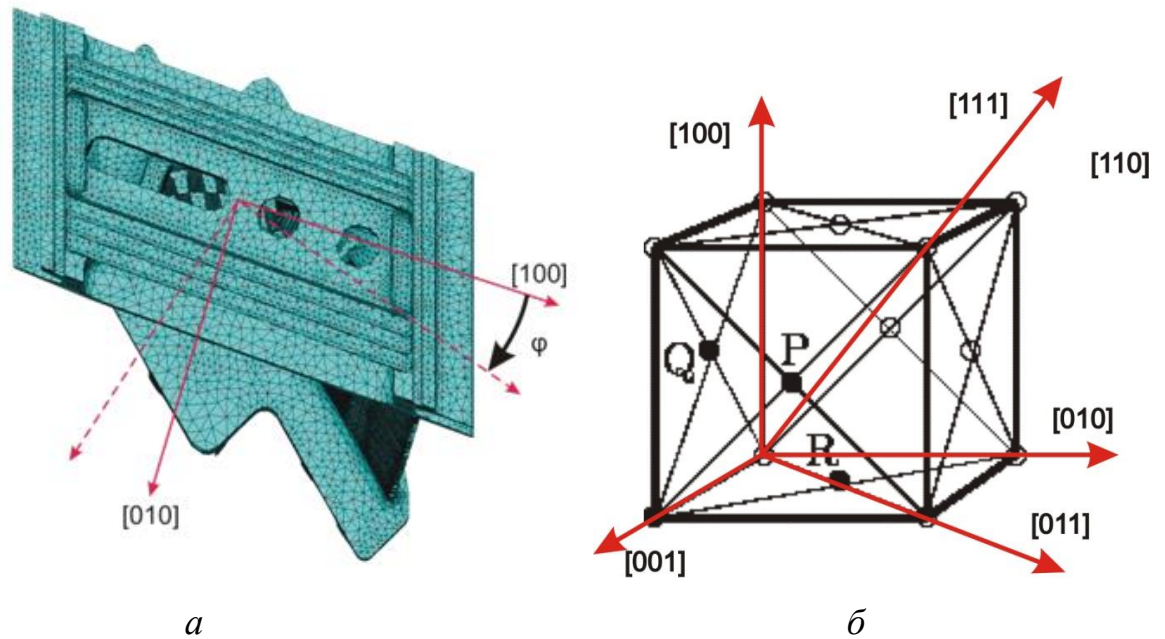


Рис. 3.2. Напрямок повороту кристалографічних осей в об'ємі лопатки (а) та у граніцентованій кубічній решітці (б) [88]

Як було описано вище, в даній роботі розглянуто стаціонарну задачу теплопровідності, яка зведена до розв'язання варіаційного рівняння $\delta J = 0$ для функціоналу (2.6).

Поблизу вихідної кромки розташовані канали для виходу охолоджуючого повітря, що забезпечує зовнішнє охолодження досить тонкої вихідної кромки. Температурне поле з високими градієнтами температур виникає в лопатках і викликає їх теплове розширення та високі температурні напруження. Саме з цієї причини необхідне розв'язання взаємозалежних задач визначення температурного і термопружного стану охолоджуваної монокристалічної лопатки.

Розв'язання температурної задачі на основі рівняння (2.6) з граничними умовами III роду дозволило отримати розподіл температур по об'єму лопатки. Температура охолоджуючого повітря на різних ділянках каналів обирається згідно з початковими даними.

Дана робота відрізняється тим, що отримано розподіл температур по об'єму лопатки шляхом розв'язання температурної задачі, на відміну від роботи [89], де було розглянуто вплив кристалографічної орієнтації на напружений стан робочих лопаток виконаних з монокристалічних сплавів, а температуру було зазначено по обмежених областях.

Задане температурне поле і отримане в результаті розв'язання задачі теплопровідності порівняні й осереднені. Осереднене температурне поле зображено на рис. 3.3 – 3.4 на поверхні лопатки, а також у поздовжньому і поперечному перерізах.

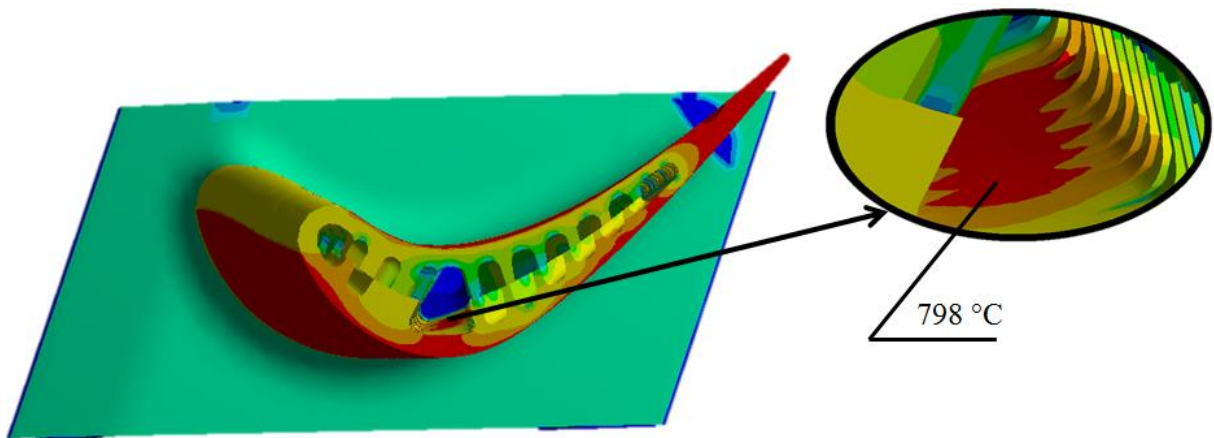


Рис. 3.3. Розподіл температурного поля в поперечному перерізі лопатки

Максимальна температура виникає на поверхні лопатки, в зв'язку з тим, що лопатку оточує потік газу, з температурою близько 800 °С. Сині і блакитні зони відповідають температурі від 600 °С до 700 °С, а саме температурі охолоджуючого повітря (600), яке подається по охолоджуючих каналах, починаючи з кореня лопатки.

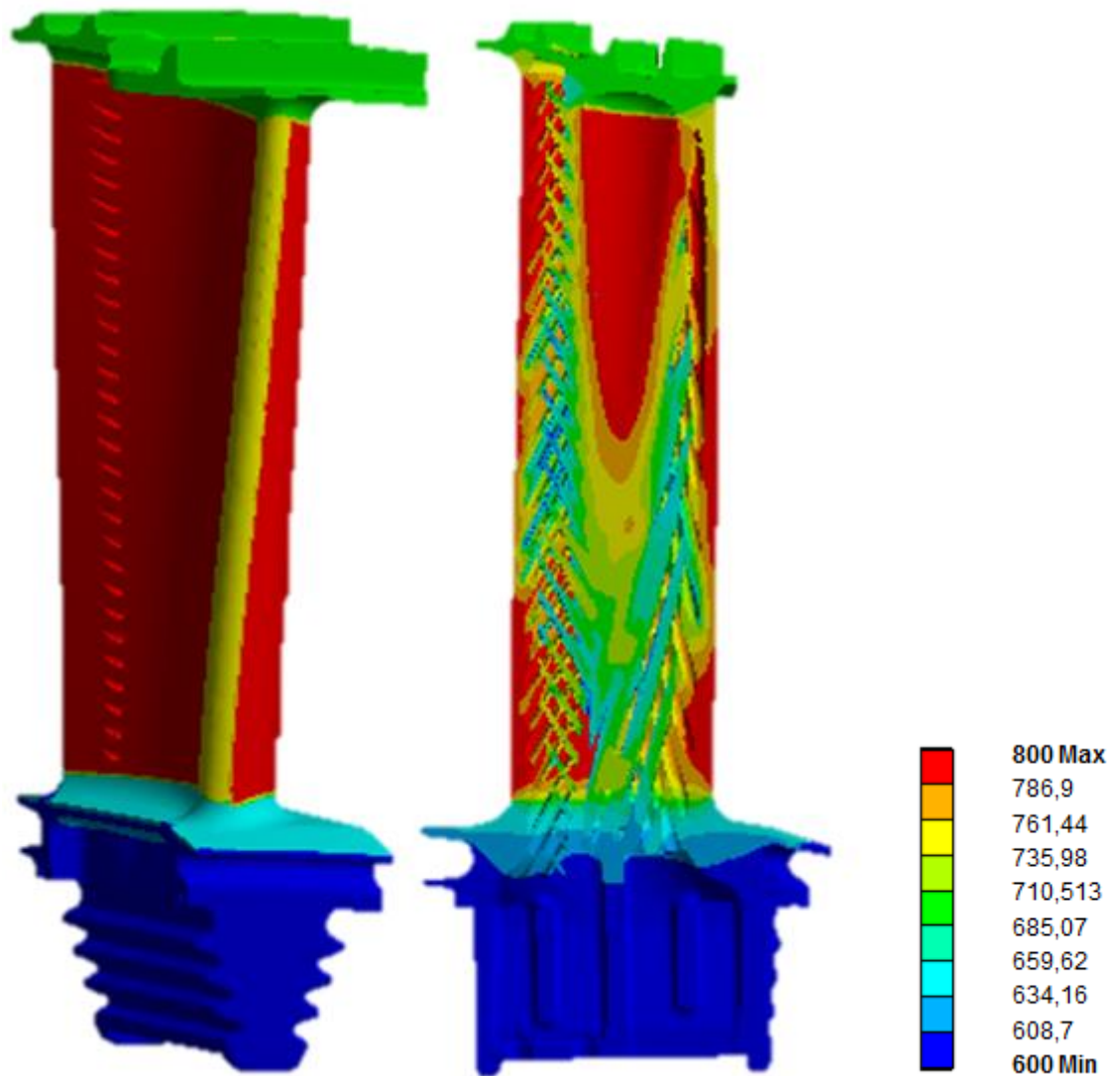


Рис. 3.4. Розподіл температурного поля за поверхнею лопатки і поздовжньому перерізі лопатки

Найбільші градієнти температур спостерігаються на поверхні охолоджуючих каналів. Як наслідок такого перепаду температур, на поверхні охолоджуючих каналів виникають концентрації напружень.

Знання температурного поля дозволяє визначити лінійні зміни лопатки. Поздовжня зміна розмірів лопатки відповідає заданій величині зазорів в лабіринтовому ущільненні і практично не залежить від орієнтації кристалографічних осей (рис. 3.5, 3.6).

Хоча радіальні зміщення малі, надалі їх необхідно буде враховувати, особливо за робочою температурою, тому що найбільші радіальні зміщення проходять в області лабіринтових ущільнень.

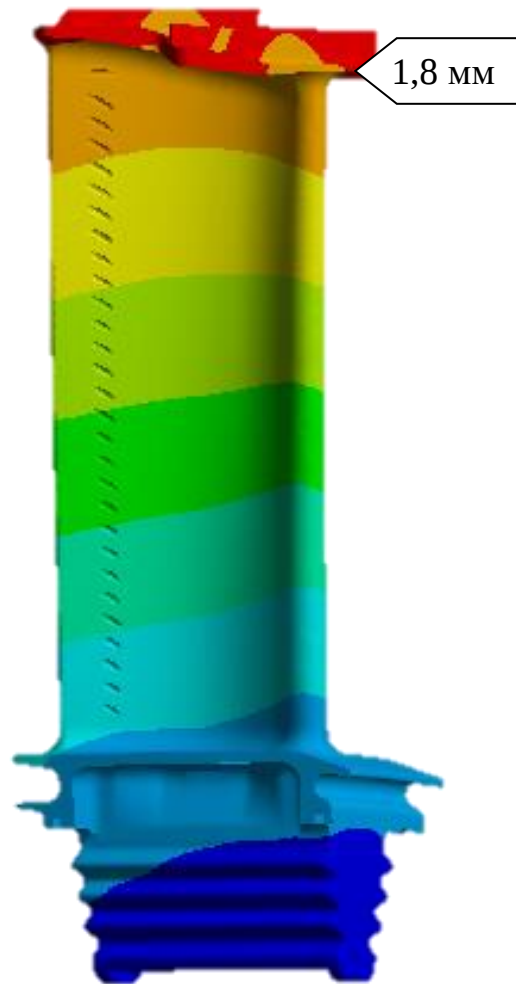


Рис. 3.5. Розподіл полів переміщень по об'єму лопатки під впливом температурного поля

Розподіл полів переміщень є практично рівномірним по всій довжині лопатки. Дія температурного поля викликає максимальне подовження лопатки на 1,8 мм. У поперечному перерізі також видно рівномірний розподіл полів переміщень.

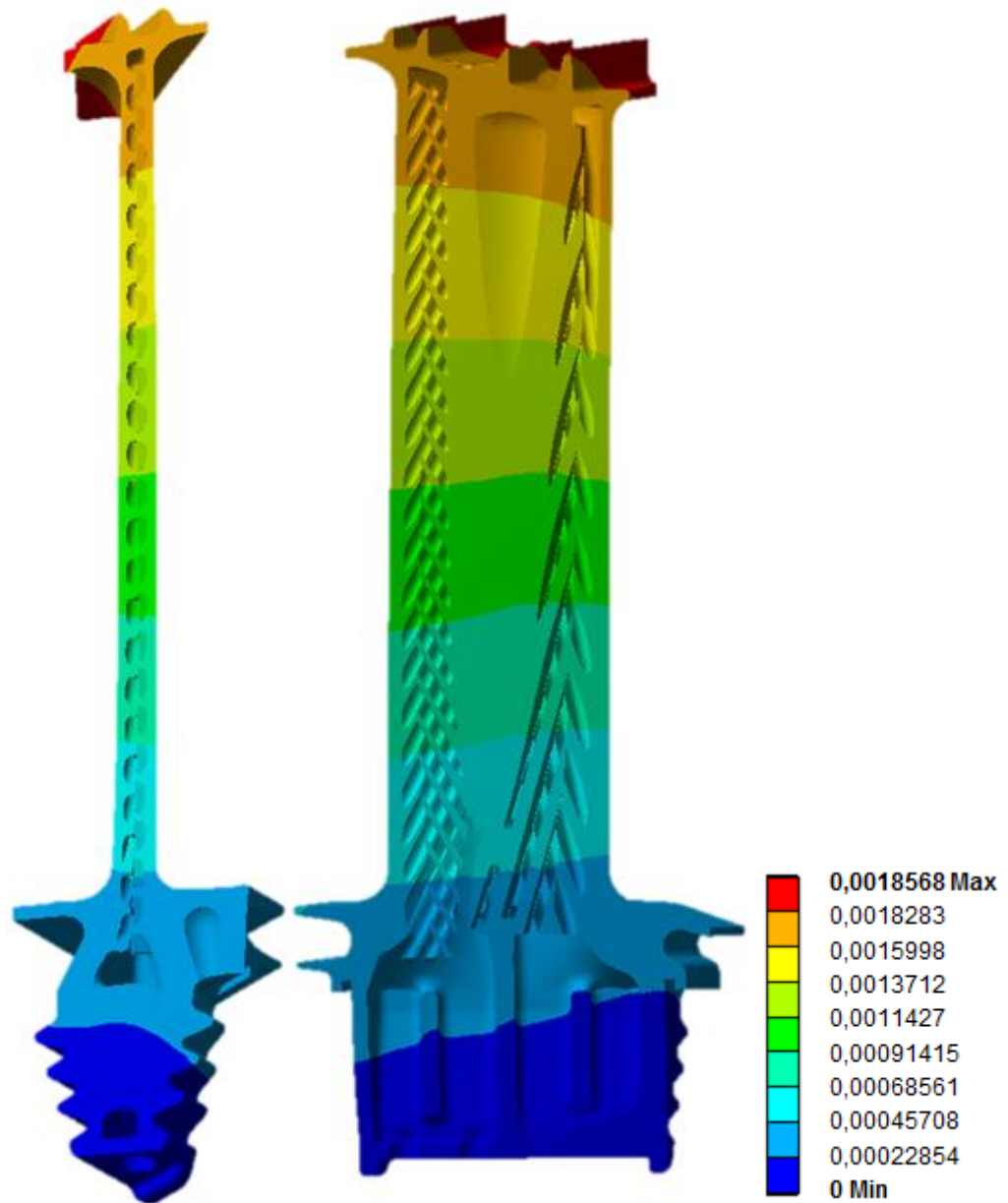


Рис. 3.6. Розподіл полів переміщень у поздовжньому перерізі лопатки під впливом температурного поля

Таким чином, отримано розподіл температурного поля по об'єму лопатки і показано його вплив на зміну лінійних розмірів лопатки. Результати температурної задачі служать початковими умовами для визначення термопружного напружено-деформованого стану монокристалічної охолоджуваної лопатки.

3.2 Аналіз термопружного напружено-деформованого стану лопатки

Загальні рівняння термопружності в системі координат x, y, z мають вигляд

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + X &= \frac{\alpha E}{1-2\nu} \frac{\partial T}{\partial x}, \\ \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + Y &= \frac{\alpha E}{1-2\nu} \frac{\partial T}{\partial y}, \\ \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + Z &= \frac{\alpha E}{1-2\nu} \frac{\partial T}{\partial z};\end{aligned}\quad (3.1)$$

де $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ – компоненти нормальних напружень;

$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ – компоненти дотичних напружень;

α – коефіцієнт теплового розширення;

X, Y, Z – компоненти масових сил;

E, ν – пружні константи, які залежать від температури і орієнтації кристалографічних осей.

Для анізотропного матеріалу компоненти тензора температурної деформації у векторному вигляді мають вигляд:

$$\{\varepsilon^{th}\} = \Delta T \{a_x, a_y, a_z, 0, 0, 0\}^T, \quad (3.2)$$

де a_x, a_y, a_z – коефіцієнти температурного розширення у відповідних напрямках;

ΔT – різниця між поточною і початковою температурами.

Для попереднього аналізу напружено-деформованого стану лопатки був проведений розрахунок її переміщень і напружено-деформованого стану під дією відцентрових сил при температурі 20 °С. Швидкість обертання – 7790 об/хв (815 рад/с).

Далі з урахуванням знайденого температурного поля розв'язана задача термопружності спільно із задачею статичного деформування під дією відцентрових сил. Показано розподіл інтенсивностей статичних деформацій по об'єму лопатки і в різних перерізах під дією відцентрових сил і температурного поля (рис. 3.7 – 3.9).

Найбільші деформації мають місце в області охолоджуючих каналів і складають від 0,0012 мм до 0,0096 мм.

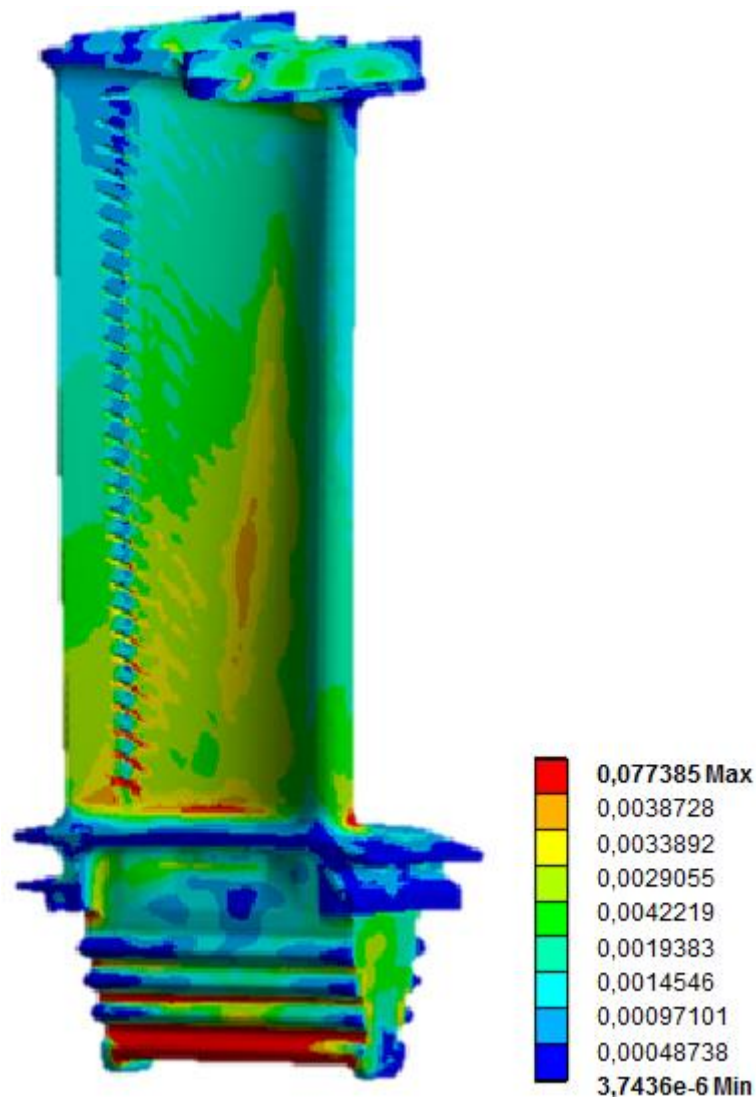


Рис. 3.7. Розподіл деформацій по об'єму робочої лопатки під дією відцентрових сил та температурного поля

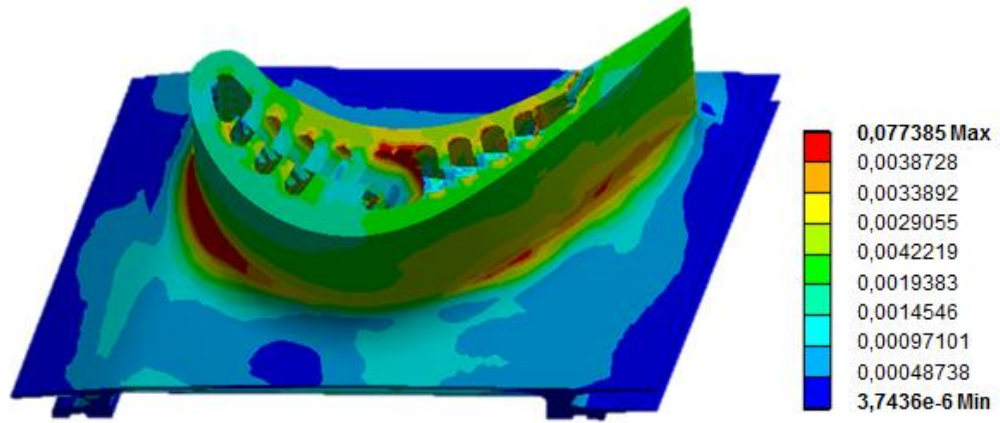


Рис. 3.8. Розподіл деформацій у поперечному перерізі лопатки під дією відцентрових сил і температурного поля

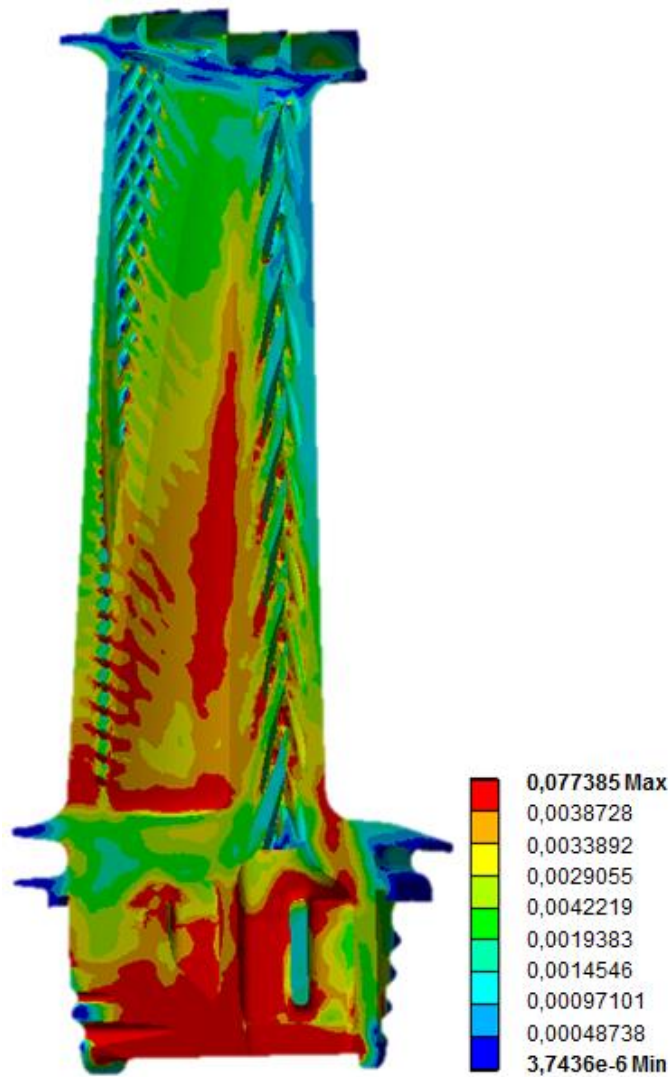


Рис. 3.9. Розподіл деформацій у поздовжньому перерізі лопатки під дією відцентрових сил і температурного поля

На рис. 3.10 подано розподіл інтенсивностей напружень на поверхні лопатки. Видно, що максимальні напруження на поверхні лопатки виникають в області кореневого перерізу. Це відповідає зоні найбільших градієнтів температур на поверхні лопатки (рис. 3.3).

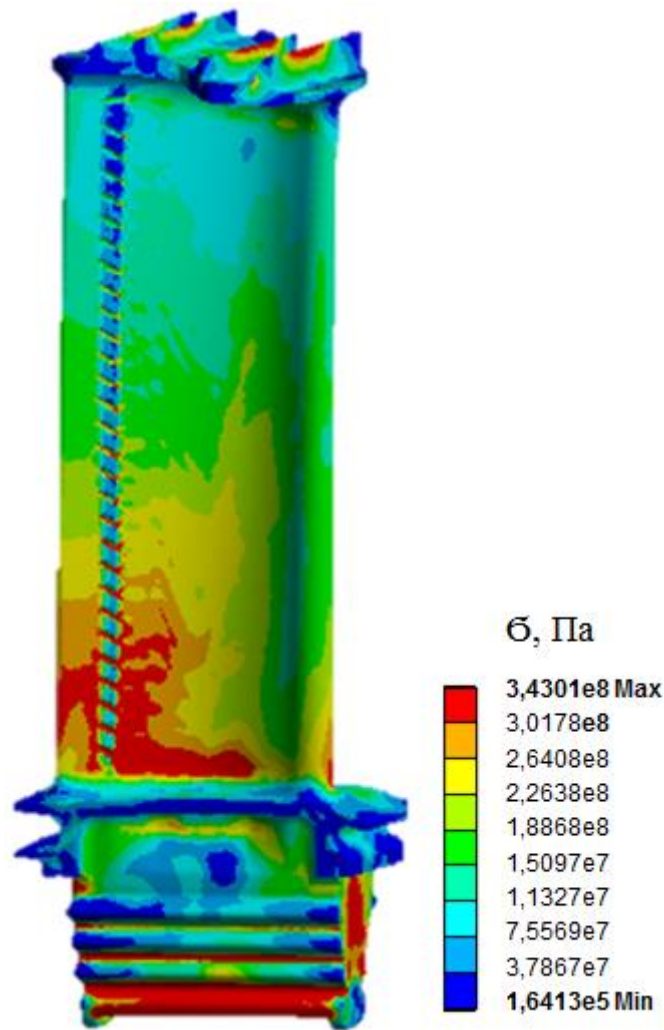


Рис. 3.10. Розподіл полів еквівалентних напружень на поверхні лопатки

Розподіл інтенсивностей напружень в різних перерізах лопатки надано на рис. 3.11 – 3.12. Видно, що найбільші інтенсивності напружень розташовані ближче до кореневої частини лопатки, а в поперечному перерізі – ближче до вихідної кромки.

Розподіл еквівалентних напружень в перерізах лопатки подано на рис. 3.13 – 3.14. Для розподілу еквівалентних напружень спостерігаються ті ж самі закономірності, що й для розподілу полів еквівалентних напружень.

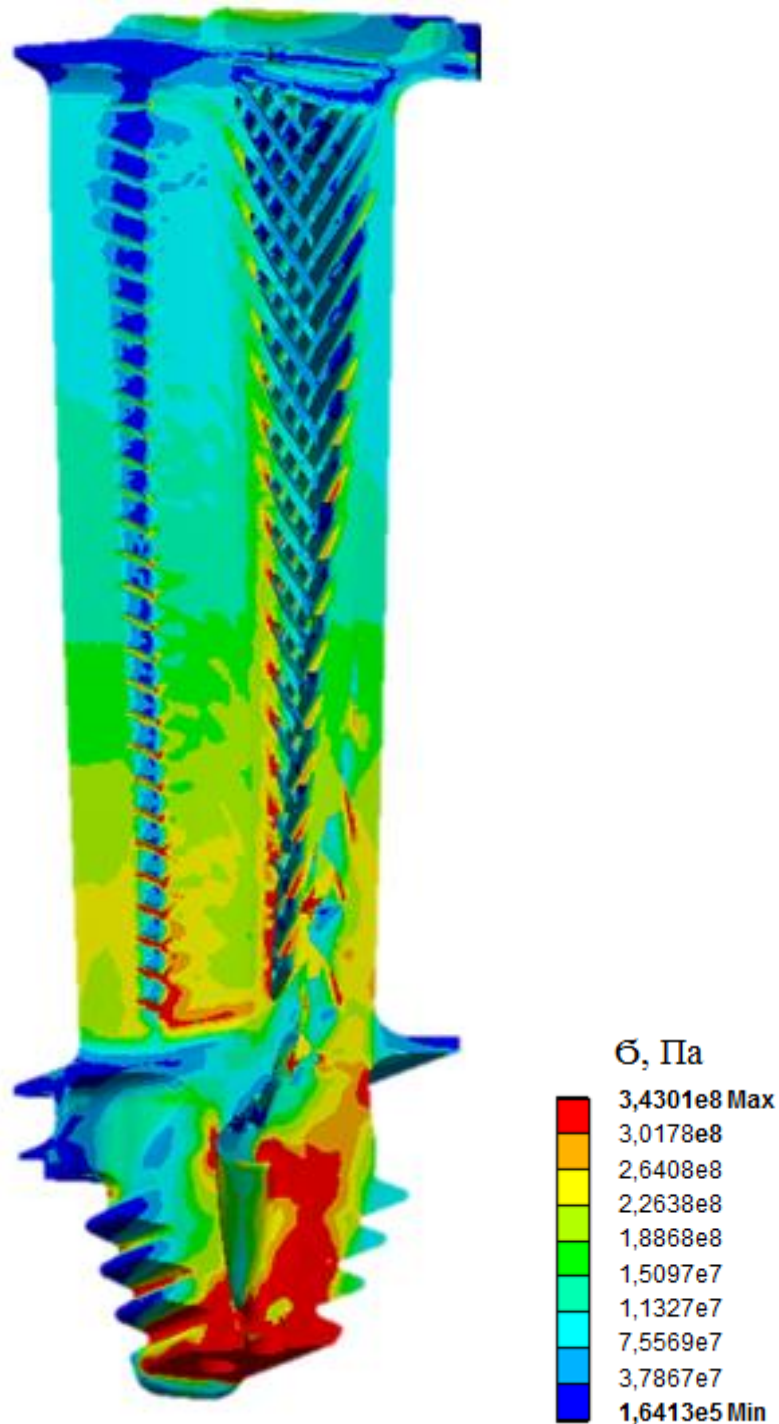


Рис. 3.11. Розподіл еквівалентних напружень у поздовжньому перерізі робочої лопатки під дією відцентрових сил і температурного поля

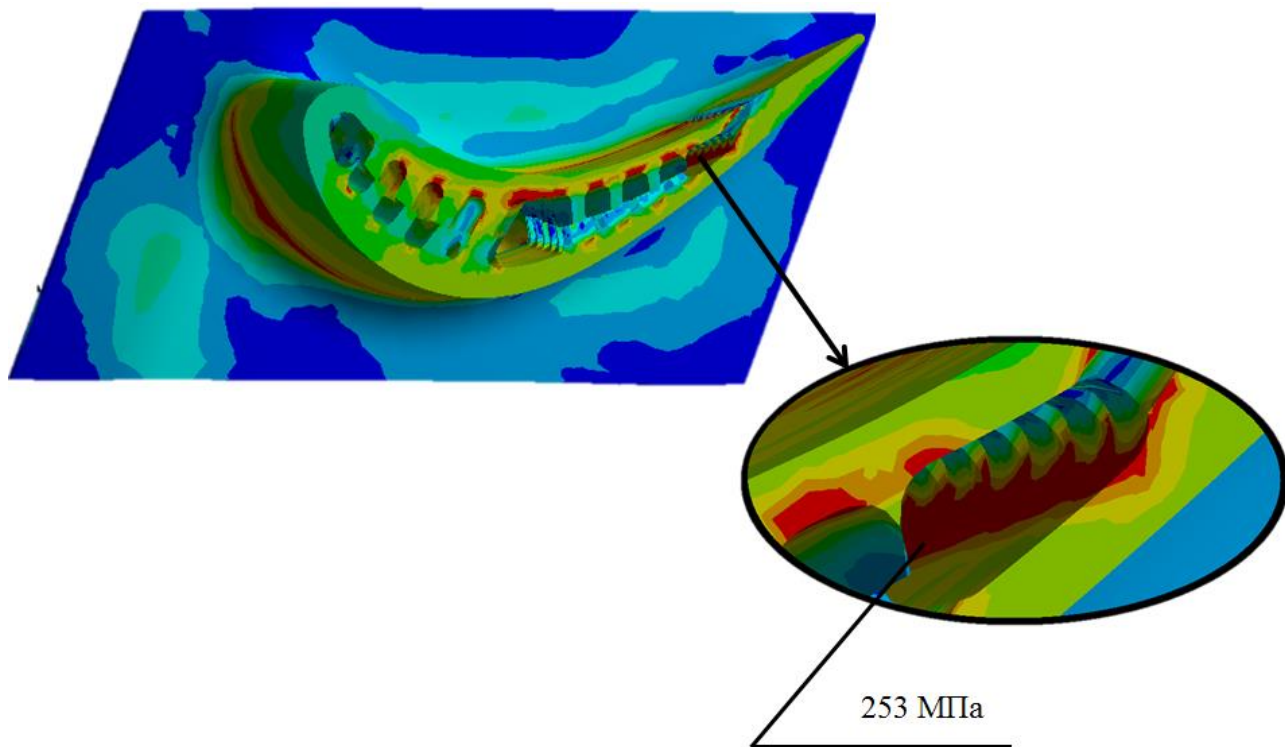


Рис. 3.12. Розподіл інтенсивності напружень у поперечному перерізі монокристалічної охолоджувальної лопатки

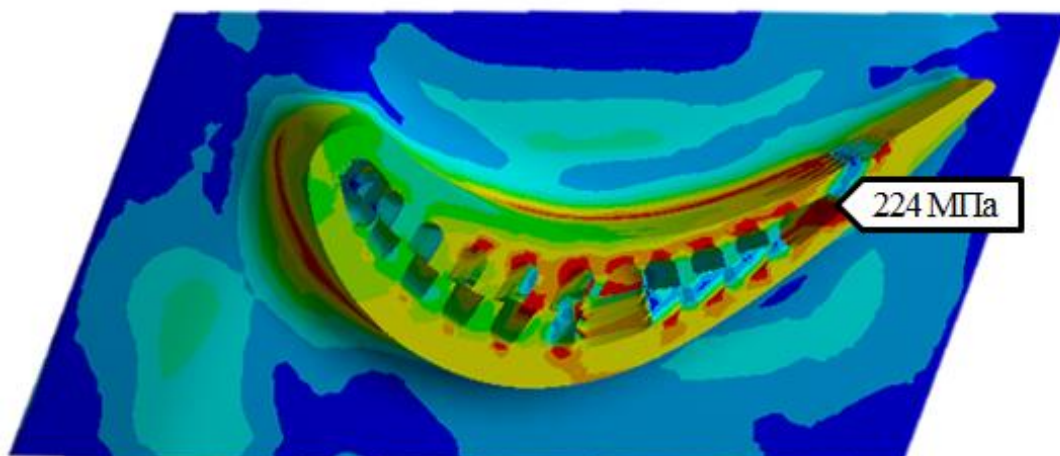


Рис. 3.13. Розподіл еквівалентних напружень у поперечному перерізі монокристалічної охолоджувальної лопатки

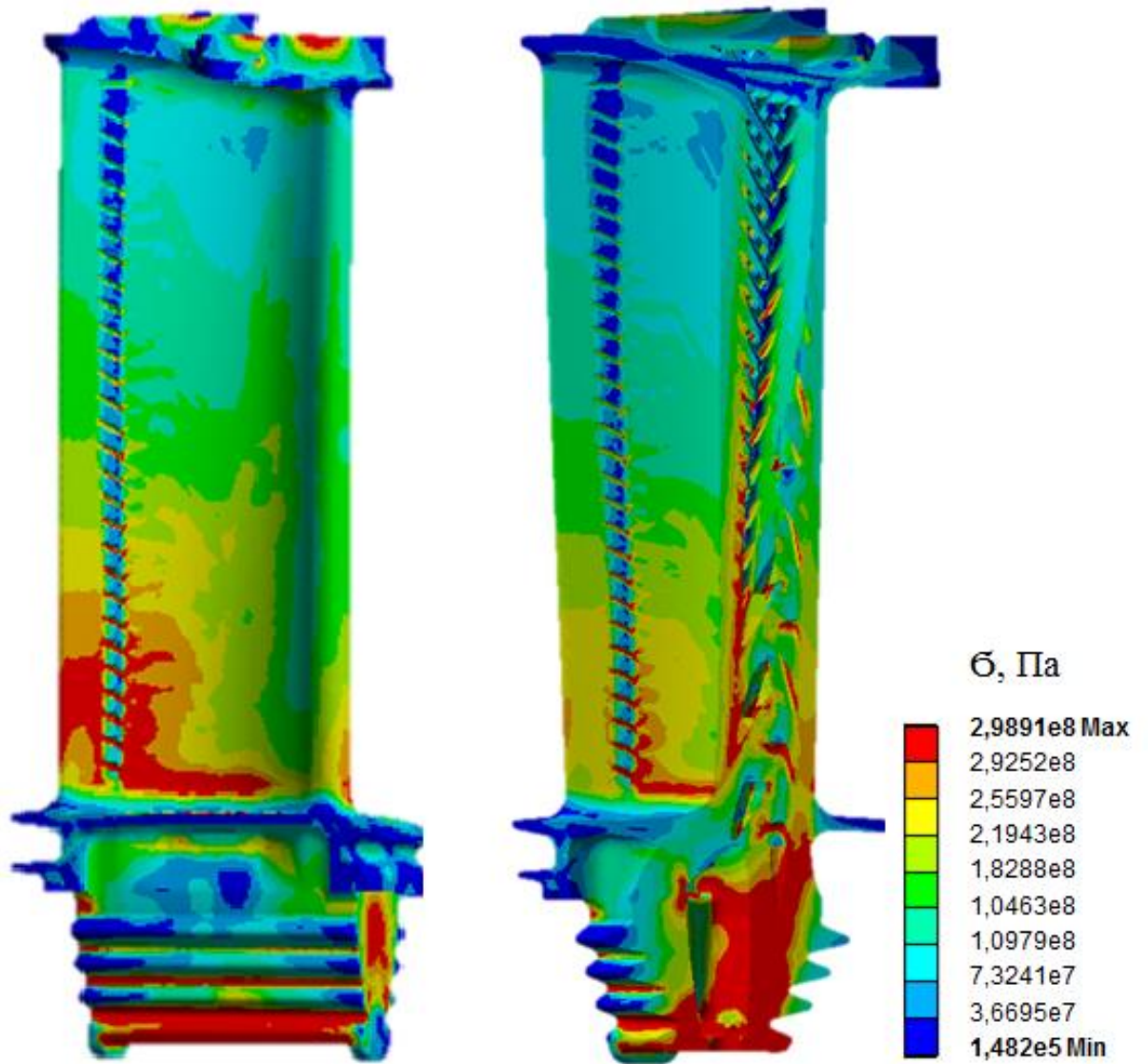


Рис. 3.14. Розподіл еквівалентних напружень по об'єму та у поздовжньому перерізі монокристалічної охолоджувальної лопатки

3.3 Напружено-деформований стан лопатки без урахування впливу температурного поля

Для виявлення впливу відцентрових сил в дисертаційній роботі було проведено розрахунок напружено-деформованого стану без урахування впливу робочої температури. Графічні результати чисельних досліджень подано на рис. 3.15 – 3.18.

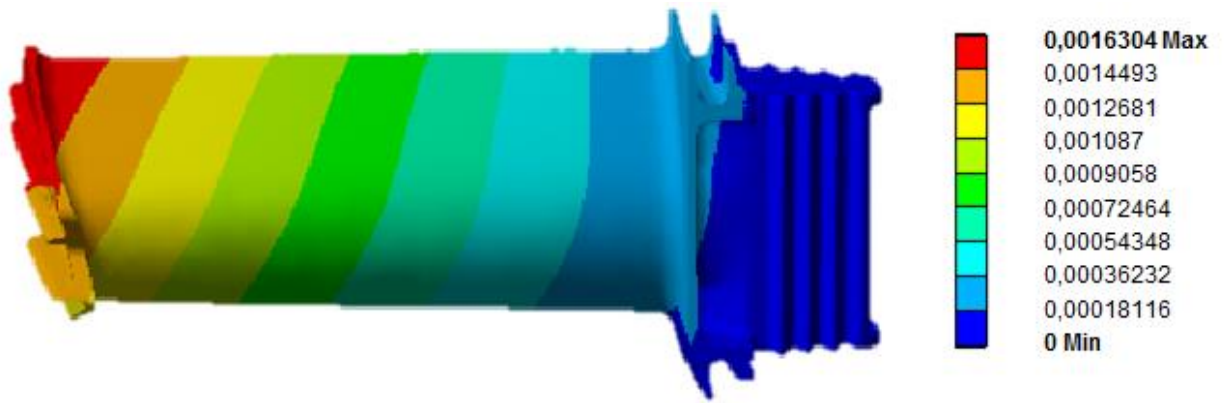


Рис. 3.15. Розподіл полів деформацій по об'єму лопатки під дією відцентрових сил

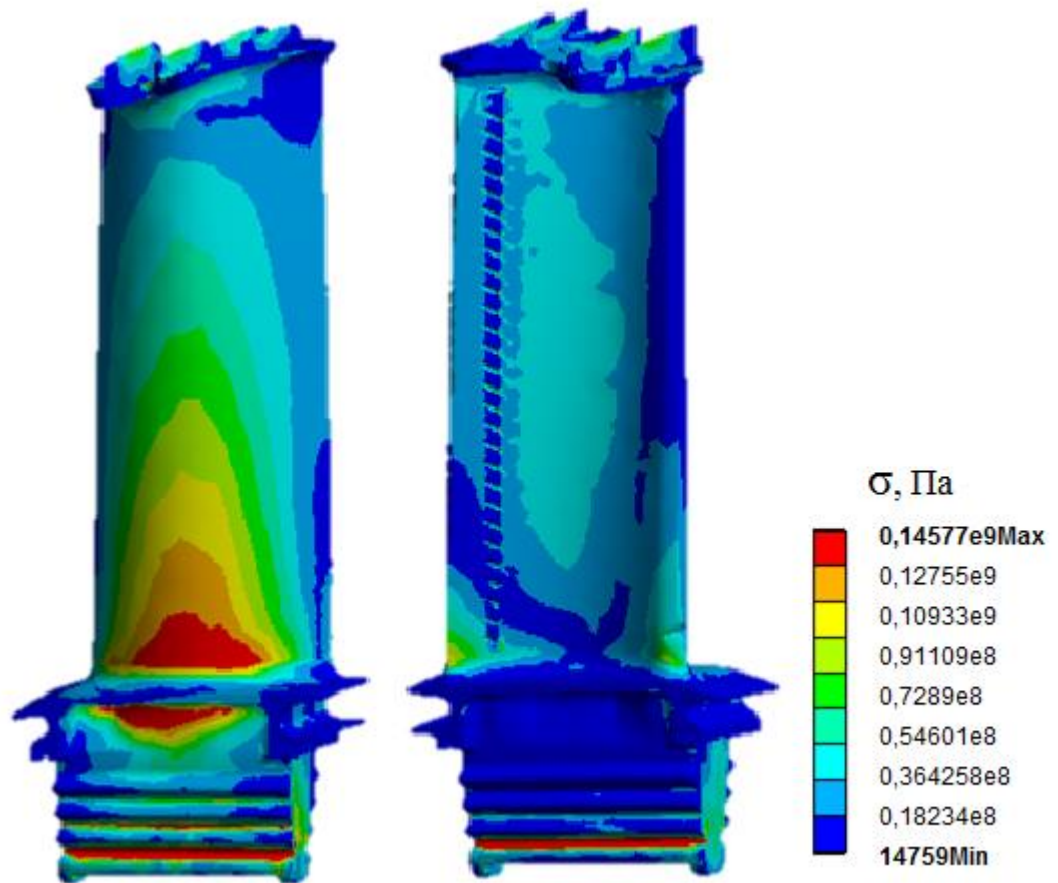


Рис. 3.16. Розподіл еквівалентних напружень в кориті та по спинці лопатки

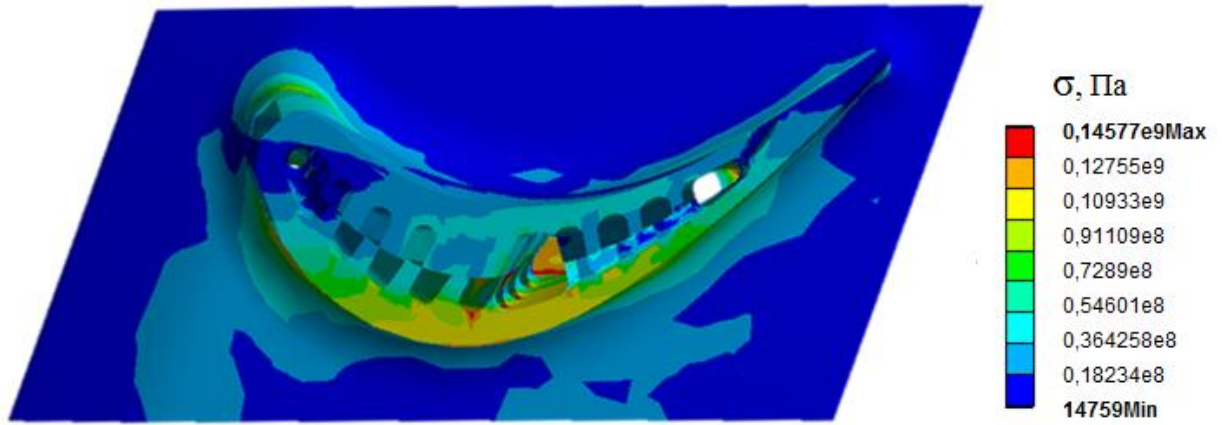


Рис. 3.17 Розподіл еквівалентних напружень у поперечному перерізі лопатки під дією відцентрових сил

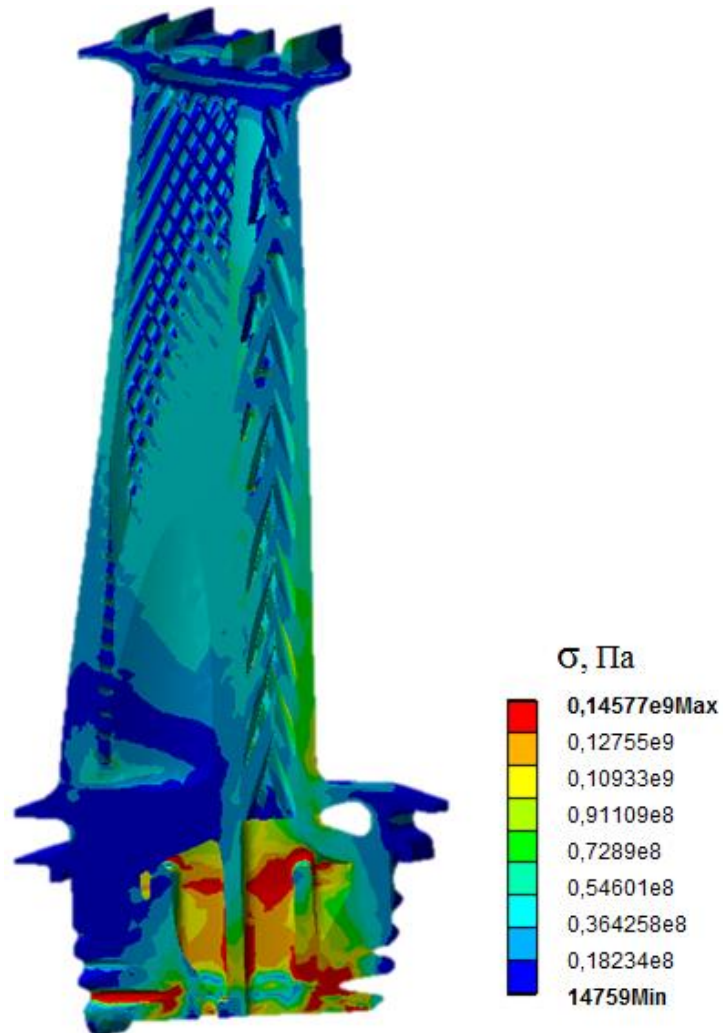


Рис. 3.18 Розподіл полів еквівалентних напружень у поздовжньому перерізі лопатки під дією відцентрових сил

Відцентрові сили викликають найбільші еквівалентні напруження $\sigma_{\max}$ – близько 140 МПа, в той час як найбільші термопружні напруження σ мають порядок 300 МПа. Також спостерігається велика неоднорідність розподілу напружень і прояв їх локалізації, особливо на поверхні охолоджуючих каналів і отворів для виходу охолоджуючого повітря.

На рис. 3.19 подані результати порівняння залежностей еквівалентних напружень і деформацій від температурного поля. Крива 1 описує максимальні значення еквівалентних напружень і деформацій без урахування впливу температурного поля (при $t = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$). На кривій 2 показані залежності деформацій і еквівалентних напружень при впливі робочої температури ($t = 600 - 800\text{ }^{\circ}\text{C}$).

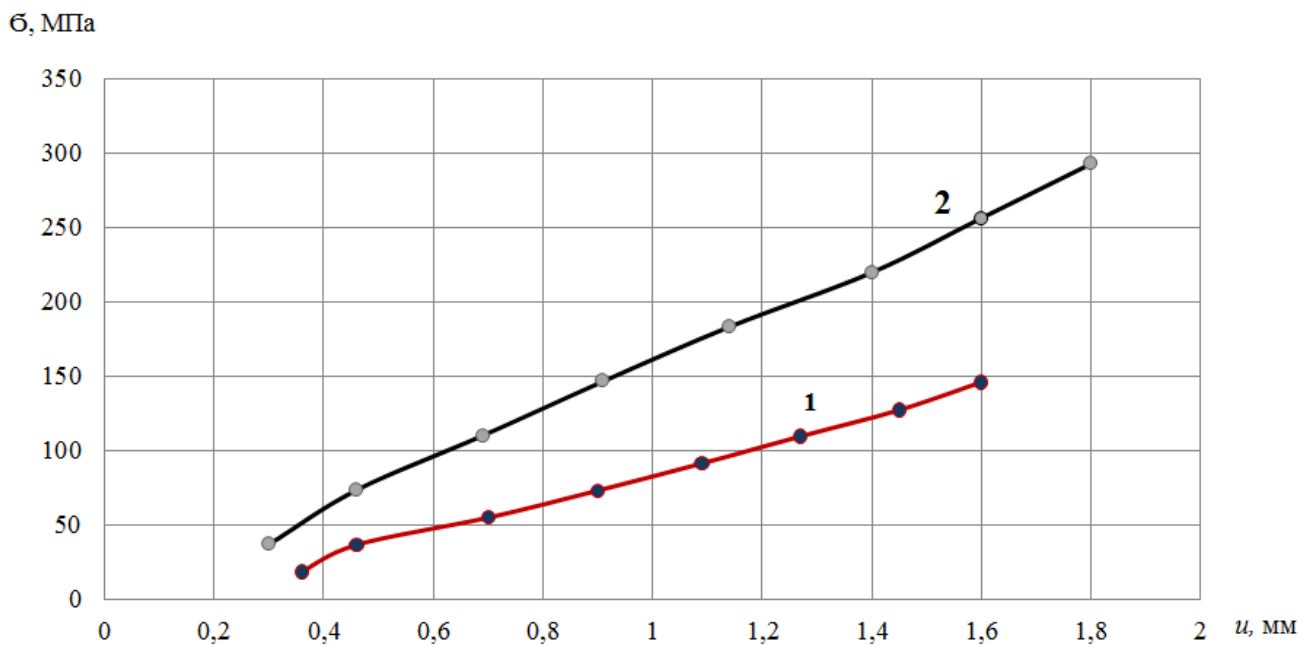


Рис. 3.19. Залежності еквівалентних напружень і деформацій від температурного поля

Порівняння напружено-деформованого стану монокристалічної охолоджувальної лопатки при температурі $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ і робочої температури $600 - 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ показує, що основний вплив на напружено-деформований стан надає

температурне поле. При цьому, зони напруження, які виникають при 20 °С, розташовані, в основному, в корені лопатки, а з ростом температури спостерігається локалізація напружень в каналах для охолоджуючого повітря. Вплив температурного поля викликає збільшення напруження на 67% і більше при однакових значеннях подовження лопатки (без урахування і з урахуванням температурного поля).

Висновки за розділом 3

1. Для монокристалічної лопатки з вихровою та частково плівковою системою охолодження відцентрові сили при числі обертів 7500 об / хв викликають максимальні еквівалентні напруження в кореновому перерізі та замку лопатки.

2. У неоднорідному температурному полі виникають температурні напруження, які розподілені нерівномірно по об'єму лопатки. У ряді випадків виникають концентрація та локалізація напружень на поверхні охолоджуваних каналів.

3. Показано порівняння напружено-деформованого стану лопатки без урахування температурного поля і при впливі робочої температури (600 – 800 °С), що призводить до збільшення максимальних напружень на 67%.

4. Визначено найбільші еквівалентні напруження, які при спільній дії відцентрових сил і температурного поля не перевищують 300 МПа.

5. Максимальні напруження при ідеальному збігу кристалографічних осей [001] [010] [100] з осями лопатки x , y , z виникають за рахунок неоднорідності температури. Однак відомо, що при виготовленні реальних лопаток має місце відхилення кристалографічних осей. Тому необхідно дослідження закономірностей впливу відхилення кристалографічних осей на напружено-деформований стан монокристалічної лопатки.

Результати досліджень даного розділу подані в публікаціях [7, 12, 15].

РОЗДІЛ 4

ВПЛИВ ВІДХИЛЕННЯ ОРІЄНТАЦІЇ КРИСТАЛОГРАФІЧНИХ ОСЕЙ НА ТЕРМОПРУЖНИЙ СТАН ЛОПАТКИ

4.1 Неохолоджувані монокристалічні лопатки

Характерною особливістю неохолоджуваних монокристалічних лопаток, на відміну від охолоджуваних, є те, що по-перше, відсутні великі перепади температур по перерізам. Отже, рівень термічних напружень значно менший за рівень напружень, які виникають через дію відцентрованих навантажень. По-друге, якщо напруження кручення в охолоджуваних лопатках, через високу жорсткість пера, звичайно невеликі та у чисельних розрахунках на міцність ними можна знехтувати, то внаслідок природної закрутки в неохолоджуваних лопатках виникають суттєві деформації та напруження кручення, в значній мірі, від дії відцентрових навантажень [23]. Це обумовлено тим, що природно закручені робочі лопатки встановлюються в паз диска з попередньою пружною закрутою пера при виробництві робочого колеса, внаслідок чого створюється натяг по контактним поверхням лопаток. В цьому випадку при роботі двигуна дія крутильних моментів від відцентрових і газодинамічних сил призводить до розкрутки лопатки і виникнення напружень кручення.

Як і в разі охолоджуваних монокристалічних лопаток, на відміну від лопаток з рівноосною структурою, напруженість неохолоджуваних монокристалічних лопаток також в значній мірі буде залежати від пружних характеристик монокристала, які, в свою чергу, залежать від його кристалографічної орієнтації [69].

Аналіз характеристик фізичних і механічних властивостей монокристалічних охолоджуваних лопаток в залежності від кристалографічної орієнтації показує:

– в аксіальному напрямі вони мають найбільшу жорсткість при крученні, оскільки модуль зсуву має максимальне значення, а найменшу – в азимутальному напрямі, так як модуль зсуву в цьому випадку має мінімальне значення;

– в аксіальному напрямі лопатки мають найменшу жорсткість при розтягненні внаслідок мінімального значення модуля пружності, а найбільшу – лопатки з азимутальною орієнтацією (коли модуль пружності має максимальне значення);

– при азимутальній та аксіальній орієнтації кристалографічних осей, лопатки мають найкращі поєднання механічних властивостей в залежності від температурно-часового діапазону.

Аналіз наявних у літературних джерелах даних про напружений стан дозволяє визначити закономірності зміни напруженого стану неохолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна в залежності від її кристалографічної орієнтації, а також дає можливість такого її раціонального вибору, який забезпечував би максимальний ресурс лопатки[69]. На рис. 4.1 подано приклади конструкцій неохолоджуваних робочих лопаток із жароміцних сплавів.

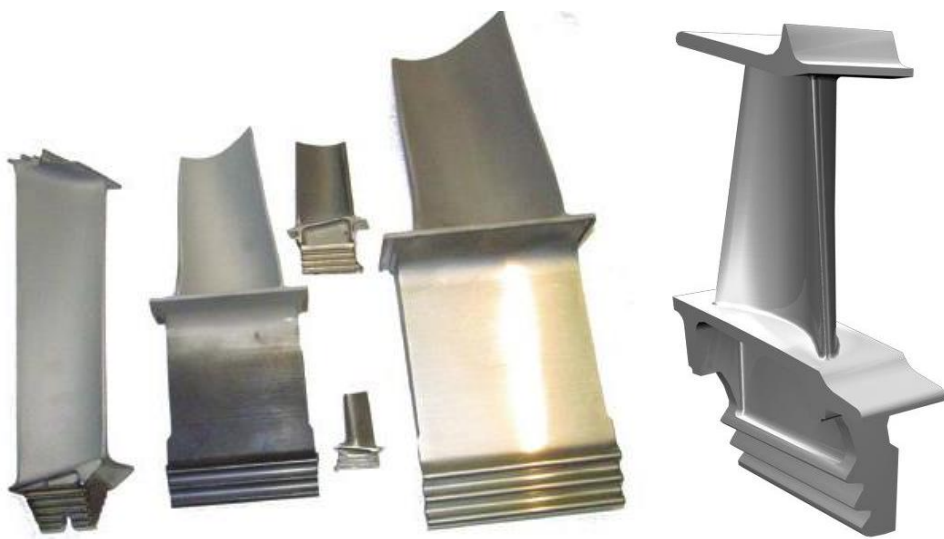


Рис. 4.1. Конструкції жароміцних неохолоджуваних лопаток

Якщо поздовжня вісь лопатки збігається з кристалографічним напрямом $\langle 111 \rangle$, то напруження розтягнення вище, ніж в лопатці з аксіальною орієнтацією $\langle 001 \rangle$. При цьому максимальні дотичні напруження вище в лопатці з аксіальною орієнтацією 001. Це можна пояснити тим, що в кристалографічному напрямі $\langle 111 \rangle$ монокристали жароміцних нікелевих сплавів є більш жорсткими при розтягненні, а в напрямі $\langle 001 \rangle$ – при крученні. Також у кореновому перерізі лопатки не відбувається істотного перерозподілу напружень по перерізу у залежності від зміни орієнтації КГО, а у периферійних перерізах характер розподілу напружень по перерізу різко змінюється, внаслідок чого спостерігається значна відмінність між головними максимальними напруженнями в залежності від перерізу (від 10 до 30%). Для лопаток з аксіальною орієнтацією характерні високі максимальні напруження в кореновому перерізі, а з орієнтацією 111 - в кореновому та периферійному перерізах. Як відомо, найбільш прості залежності від пружних властивостей спостерігаються в тому випадку, якщо поздовжня вісь лопатки збігається з напрямом $\langle 111 \rangle$. В цьому випадку коефіцієнт Пуассона змінюється від 0,69 для напрямів $\langle 011 \rangle$, до 0,39 для напрямів $\langle 001 \rangle$, тоді як модуль пружності першого роду – від 180210 МПа до 101840 МПа, у той час як модуль зсуву не залежить від азимутальної орієнтації.

Рівень напруженості лопатки з рівноосною структурою носить перехідний характер, що обумовлено усередненими значеннями пружних характеристик матеріалу, та вказує на те, що характер зміни напруженості лопатки пов'язаний з характером зміни орієнтаційної залежності пружних характеристик матеріалу. Також для монокристалічних охолоджуваних лопаток характерним є наступне:

- ймовірність руйнування в будь-якій зоні лопатки залежить від її КГО;
- відхилення поздовжньої осі лопатки від напрямів $\langle 001 \rangle$ до напрямів $\langle 111 \rangle$ призводить до зменшення її статистичної міцності в 1,2 – 1,3 рази та, як наслідок, зменшення надійності та ресурсу [68, 85].

4.2 Охолоджувані монокристалічні лопатки

Застосування монокристалічних жароміцних сплавів для робочих лопаток турбін в практиці створення сучасних ГТД, які, як уже було відзначено вище, характеризуються підвищенням жароміцності, пластичності, опором статичним навантаженням та повзучістю, а також дозволяють помітно збільшити тягу двигунів, поліпшити їх технічні, масогабаритні та економічні характеристики. Разом з тим, обмеження по широкому застосуванню монокристалічних лопаток, пов'язані з технологічними труднощами їх виготовлення [105, 109]. Крім того існує ряд складнощів і при розрахунку напружено-деформованого стану монокристалічних лопаток. Це зумовлено відмінностями фізичних і міцнісних властивостей розглянутих матеріалів у різних напрямках. При цьому, істотне значення надає вибір орієнтації кристалографічних осей (азимутальної та аксіальної) щодо діючих напружень з точки зору їх механічних властивостей, які забезпечують максимальну довговічність і працездатність лопаток при експлуатації двигуна [40]. Розв'язання даної задачі ускладнюється анізотропією механічних властивостей, взаємопов'язаними деформацією розтягнення та зсуву [71], особливостями пластичної деформації та руйнування монокристалічних матеріалів [53].

Збільшення робочої температури газотурбінних двигунів призводить до збільшення рівня термічних напружень, які виникають через високі градієнти температур у стінках пера охолоджуваної лопатки. Саме з цієї причини одним з напрямів при ресурсному проектуванні робочих лопаток газотурбінних двигунів є їх розробка та конструювання з монокристалічних жароміцних сплавів, які мають більш розвинену перфорацію та велике число каналів для виходу охолоджуваного повітря, що обумовлює необхідність достовірного аналізу їх напруженого стану.

Для раціонального вибору кристалографічних осей монокристалічних лопаток газотурбінних двигунів необхідно надати характеристику їх

напружено-деформованого стану в цілому, який базується безпосередньо на механізмі деформування монокристалічних жароміцних сплавів. Вибір КГО монокристалічних робочих лопаток турбін, забезпечує надійність та збільшення ресурсу лопаток.

4.3 Оцінка впливу на НДС лопатки азимутального відхилення кристалографічних осей

На даний час існує метод виготовлення монокристалічної виливки робочих лопаток турбін газотурбінних двигунів із заданою аксіальною і азимутальною орієнтацією сплаву, що включає використання аксіально і азимутально-орієнтованої затравки для спрямованої кристалізації монокристалу жароміцного сплаву в оболонковій формі виливки лопатки, яка здійснюється шляхом переміщення залитої розплавом жароміцного сплаву форми із зони нагрівачів в рідкометалевий кристалізатор [75].

Відомо, що орієнтація кристалографічних осей істотно впливає на розподіл полів напружень. Вибір азимутальної орієнтації сплаву обумовлений необхідністю підвищення опору багатоциклового втомному руйнуванню монокристалічного сплаву, що розвивається від кутових точок внутрішньої поверхні охолоджуваних каналів лопатки. Від напружено-деформованого стану лопатки залежить її ресурс.

В даному випадку досліджувався вплив повороту кристалографічних осей в площині xy навколо осі z , яка відповідає кристалографічній осі $[001]$, на термопружний стан монокристалічної лопатки з вихровою системою охолодження. На рис. 4.2 – 4.4 подано характерний розподіл еквівалентних напружень на поверхні лопатки при декількох положеннях кристалографічних осей.

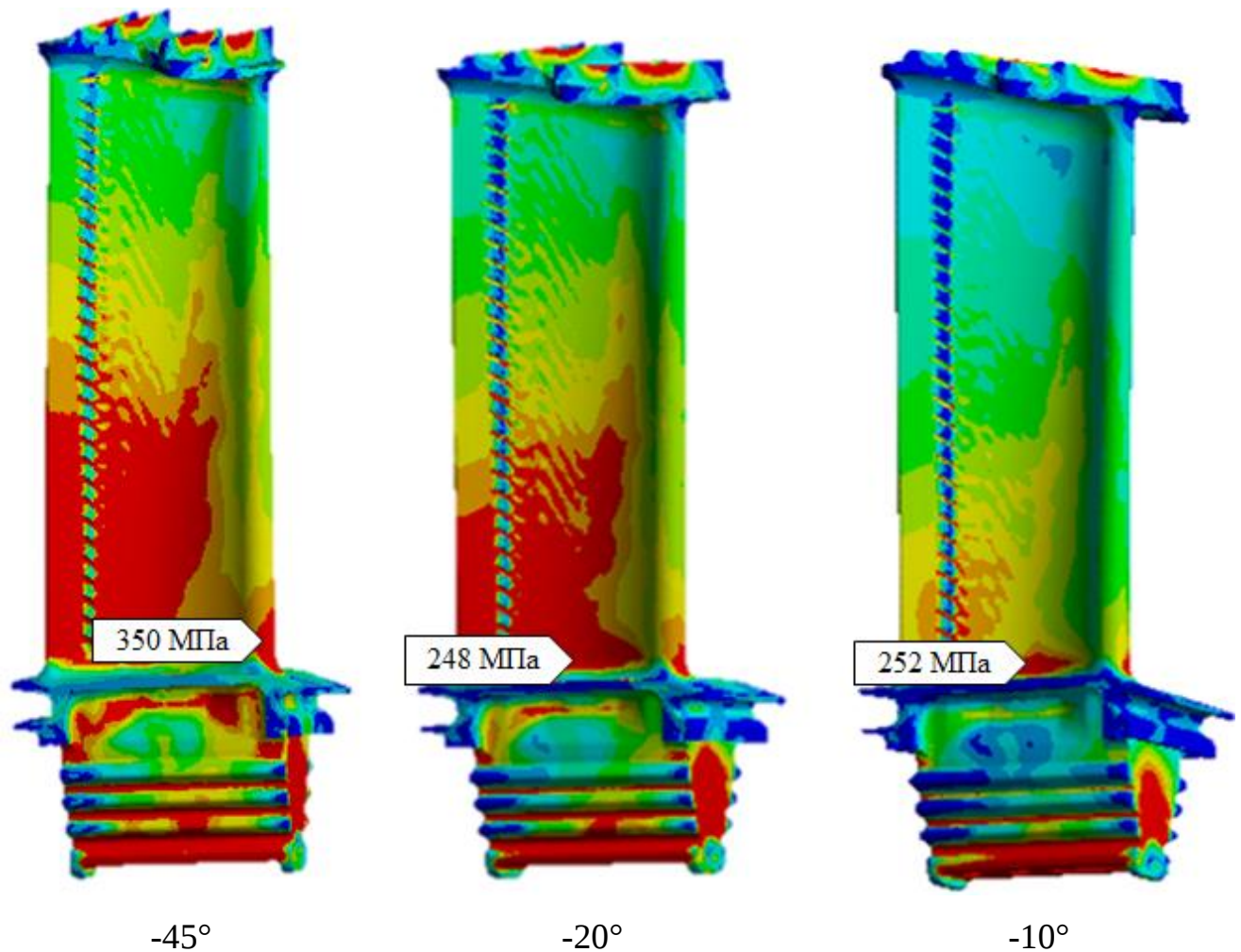


Рис. 4.2. Зміна полів еквівалентних напружень на поверхні лопатки при повороті кристалографічних осей на кути -45° , -20° та -10°

Спостерігається локалізація напружень поблизу отворів для виходу охолоджуючого повітря. Це пояснюється тим, що наявність отворів для виходу охолоджуючого повітря, хоча значно і знижує температуру у вихідній кромці лопатки, але сприяє виникненню суттєвих градієнтів температур і місцевому підвищенню еквівалентних напружень. При цьому порядок напружень від відцентрових сил не змінюється.

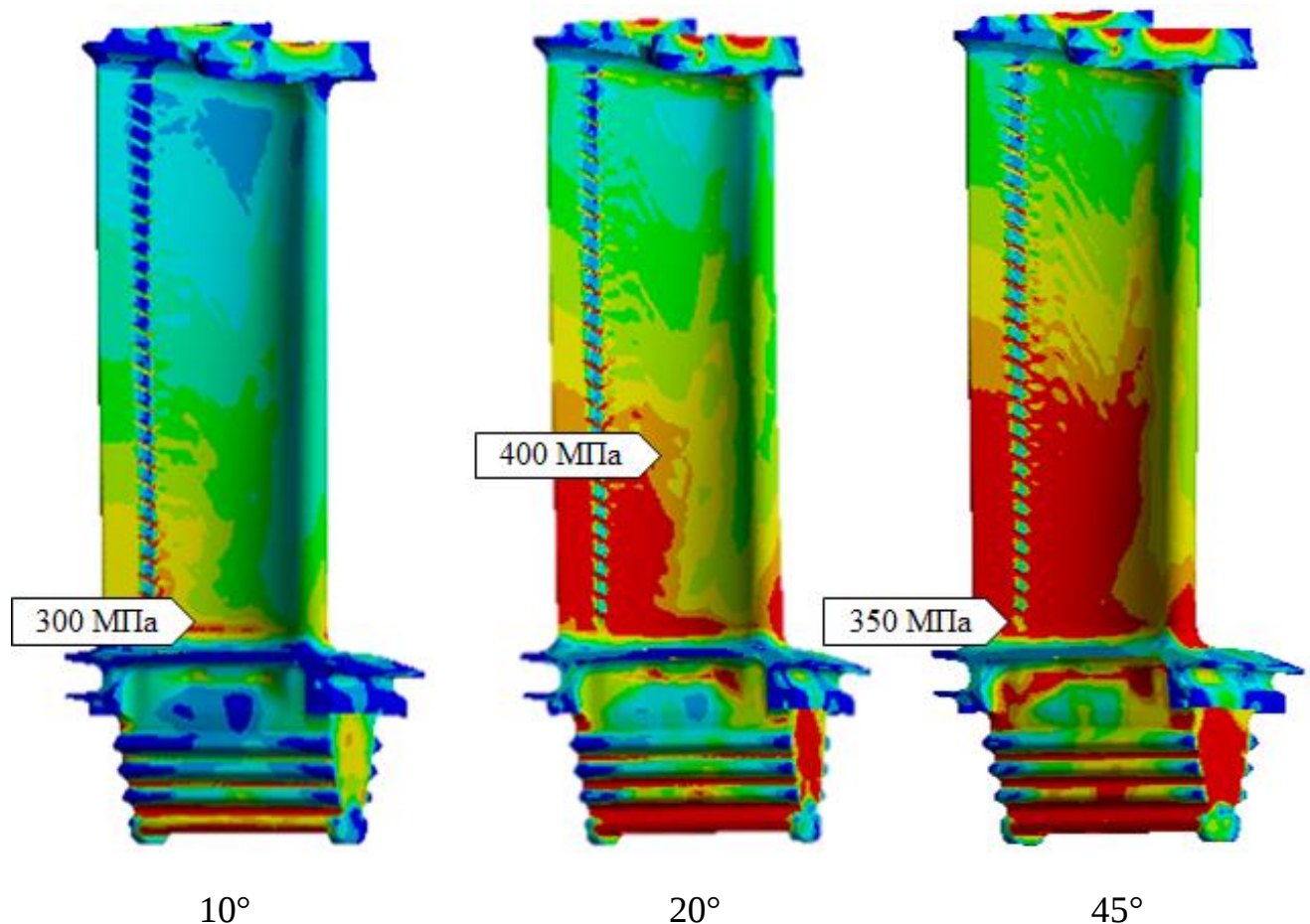


Рис. 4.3. Зміна полів еквівалентних напружень на поверхні лопатки при повороті кристалографічних осей на кути 10° , 20° та 45°

З цих рисунків видно загальне зниження інтенсивності термопружних напружень від кореня до периферії і суттєву зміну полів напружень при повороті кристалографічних осей.

На рис. 4.4 наведено розподіл полів еквівалентних напружень, а також значення максимального напруження у поперечному перерізі лопатки.

Характер зміни максимальних еквівалентних напружень нерівномірний по всьому об'єму лопатки, найбільші напруження знаходяться в каналах для охолоджуючого повітря.

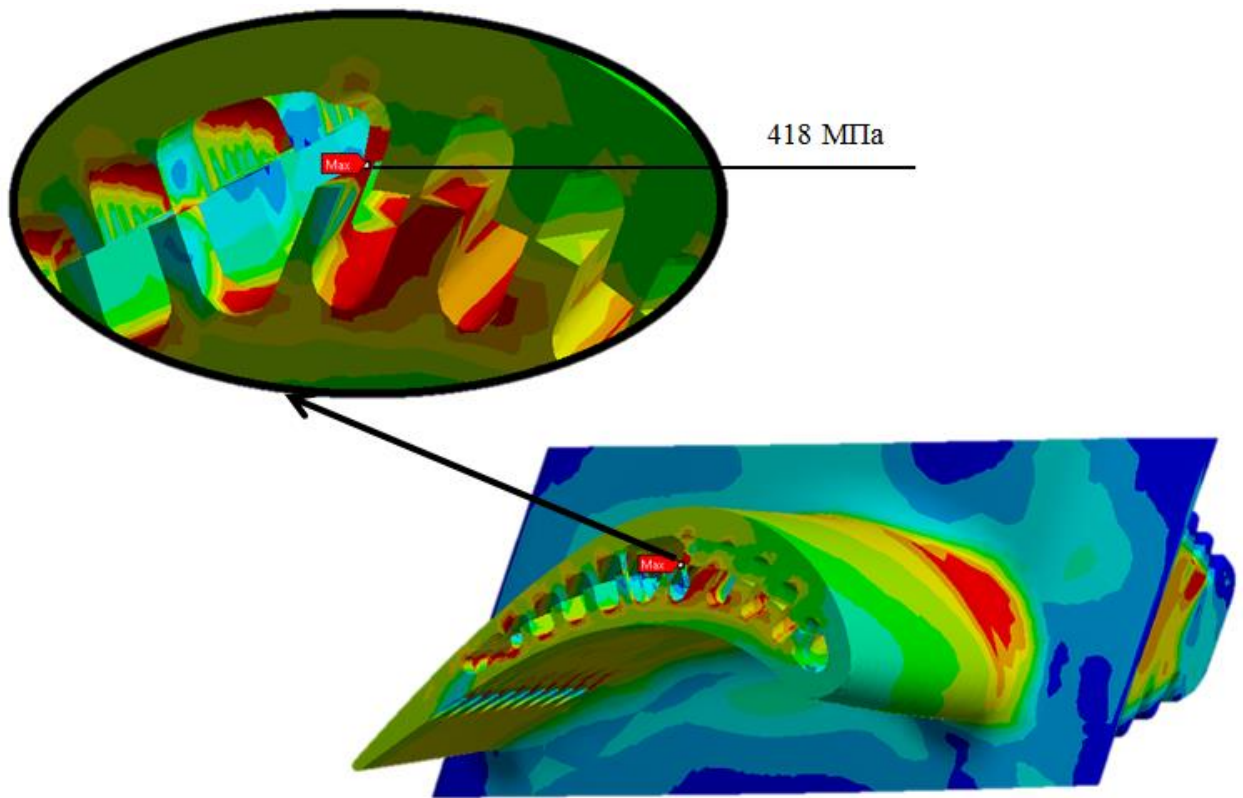


Рис. 4.4 Розподіл еквівалентних напружень при повороті кристалографічних осей на кут 30°

Зміна напружень на поверхні лопатки та на охолоджуючих каналах найчастіше відбувається по різним закономірностям, що ускладнює аналіз впливу орієнтації КГО на напруження в лопатках з вихровою системою охолодження. Наведені рисунки дають лише часткову інформацію про вплив кристалографічних осей. Тому чисельні дослідження носили більш об'ємний характер, щоб виявити просторову картину зміни напружень по об'єму лопатки. На рис. 4.5 – 4.6 подано розподіл полів еквівалентних напружень у площині xu відносно осі z , яка відповідає кристалографічній осі $[001]$, і поперечному перерізі монокристалічної охолоджувальної лопатки. Наведені графічні результати чисельних досліджень відображають нерівномірний розподіл напружень, які виникають при термопружному НДС лопатки. З наведених рисунків добре видно, що перерозподіл максимальних

еквівалентних напружень змінюється в залежності від відхилення кристалографічних осей.

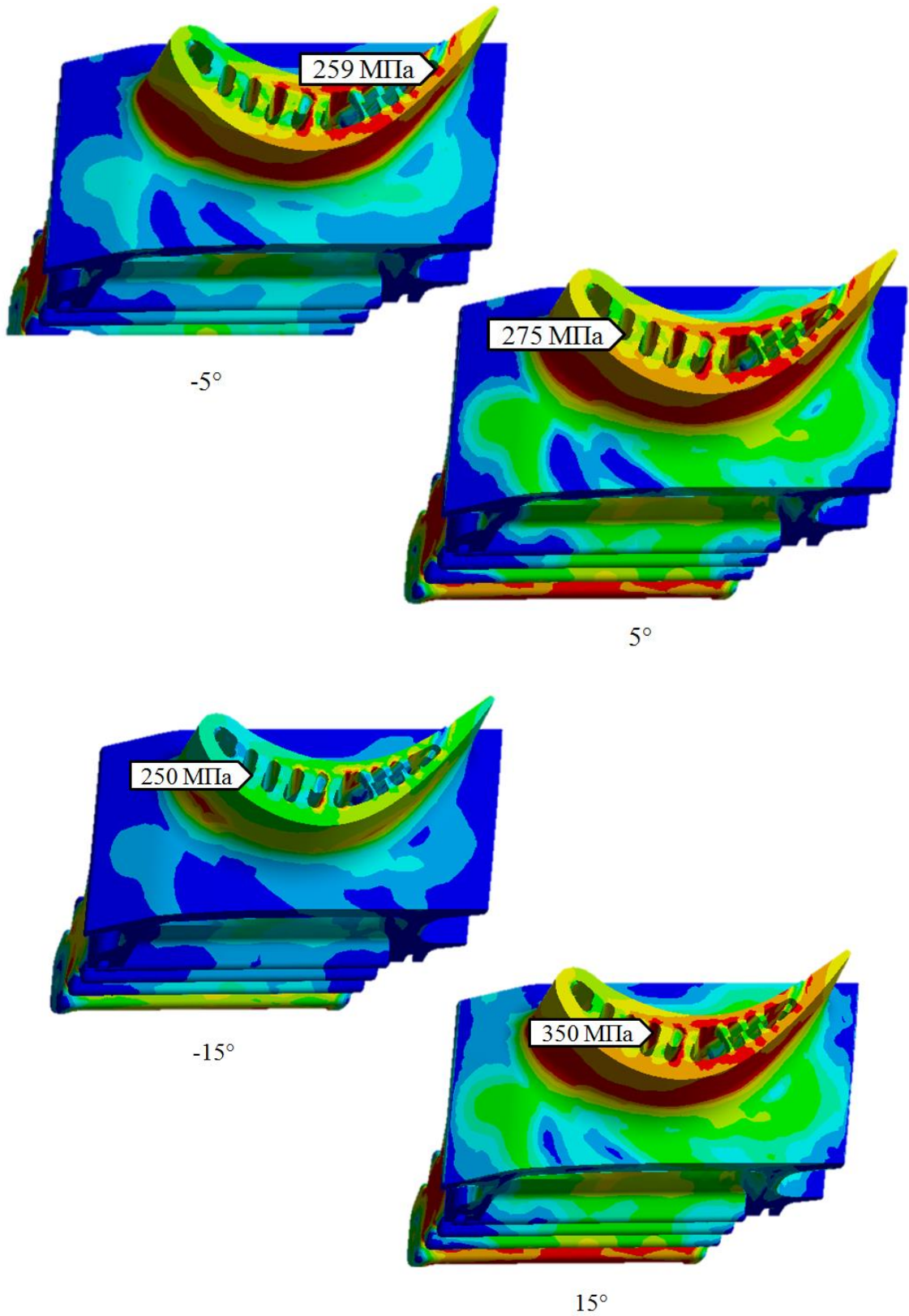


Рис. 4.5. Розподіл еквівалентних напружень при повороті кристалографічних осей на -5° , 5° , -15° , 15°

На рис. 4.6 наведено напружено-деформований стан монокристалічної охолоджувальної лопатки при азимутальній орієнтації кристалографічних осей у поздовжньому перерізі.

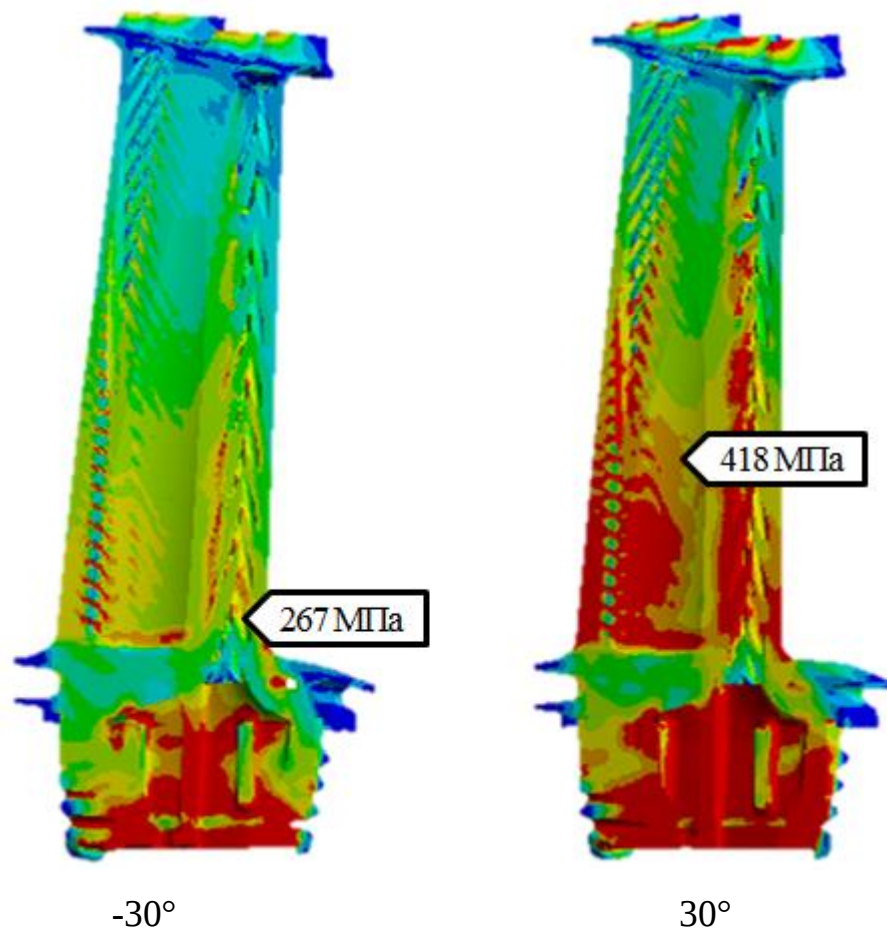


Рис. 4.6. Розподіл термопружних напружень в поздовжньому перерізі лопатки при повороті кристалографічних осей на кути -30° і 30°

Отримані результати дають уявлення про загальну картину розподілу еквівалентних напружень по об'єму лопатки і їх зміну в залежності від орієнтації кристалографічних осей. Розподіл напружень по об'єму лопатки носить досить складний характер. При вихровій системі охолодження канали для охолоджуючого повітря розташовані під кутом до поздовжньої осі лопатки. Характер розподілу напружень змінюється від перерізу до перерізу.

При зміні орієнтації кристалографічних осей відбувається перерозподіл всіх напружень і зміна всієї картини НДС лопатки. У зв'язку з тим, що найбільші еквівалентні напруження можуть бути в новій області лопатки, вони будуть залежати також від геометричних особливостей цієї області і її температури. Тому побудувати прості графічні залежності, як для випадку впливу орієнтації кристалографічних осей на власні частоти коливань лопаток, важко. Однак загальні закономірності можна виявити. Доцільно побудувати деяку криву, яка відображає зміну найбільших еквівалентних напружень незалежно від місця їх локалізації при зміні орієнтації кристалографічних осей (рис. 4.7).

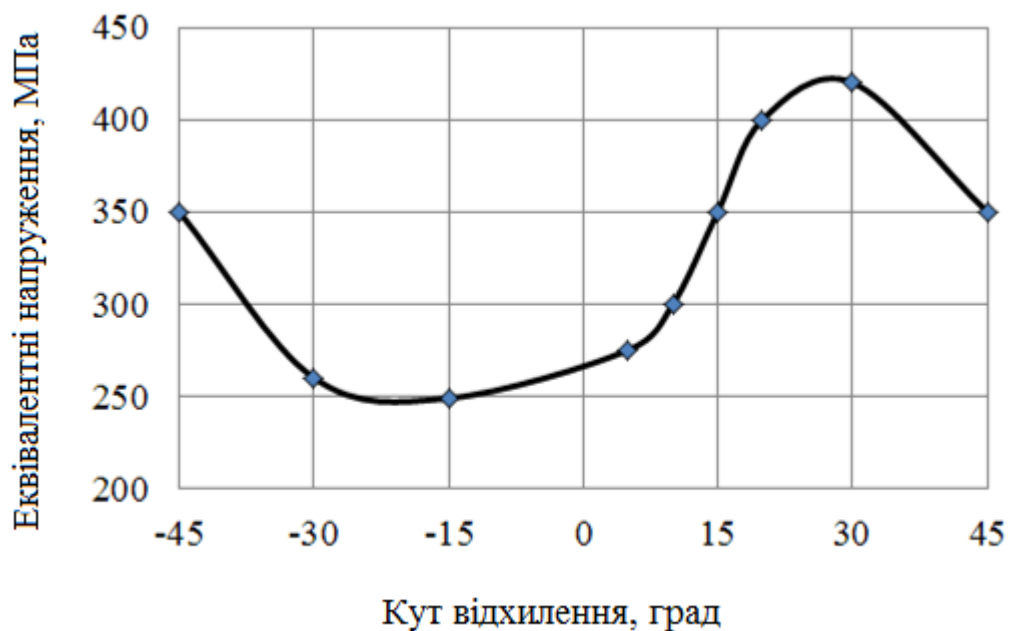


Рис. 4.7. Зміна найбільших еквівалентних напружень у лопатці при повороті КГО відносно осі [001]

Видно, що при повороті КГО навколо осі [001], що збігається з віссю z , найбільші еквівалентні напруження змінюються періодично, повторюючись через 90° .

Коли КГО [100], [010], [001] збігаються з осями x , y , z , найбільші еквівалентні напруження на поверхнях охолоджуючих каналів досягають

260 МПа. При повороті кристалографічних осей навколо осі z за годинниковою стрілкою спостерігається тенденція істотного підвищення найбільших еквівалентних напружень до 420 МПа. При цьому мінімальні еквівалентні напруження навпаки знижуються. При повороті кристалографічних осей проти годинникової стрілки відбувається зворотний процес. Максимальні еквівалентні напруження при цьому знижуються до 240 МПа. Ці результати можуть мати відхилення, враховуючи складність геометричних форм лопатки, температурних полів і неоднорідність матеріалу. Загальна картина напружено-деформованого стану циклічно повторюється при повороті кристалографічних осей на 90° (від -45° до $+45^\circ$).

Представляє також інтерес аналіз зміни еквівалентних напружень в деяких характерних точках поперечного перерізу лопатки при повороті кристалографічних осей навколо осі z . Такі точки обрані поблизу вхідної (а) і вихідної (б) кромки перерізу лопатки (рис. 4.8).

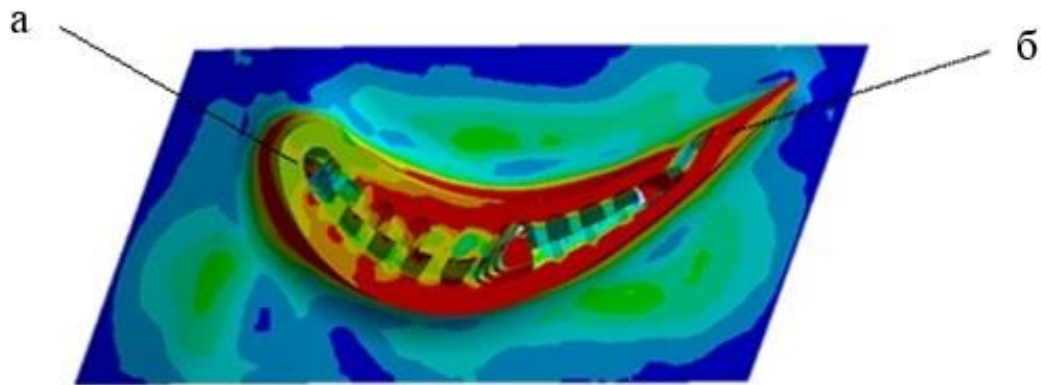


Рис. 4.8. Розташування точок, в яких аналізується зміна еквівалентних напружень при зміні азимутальної орієнтації

При цьому точка (б) лежить біля отвору для виходу охолоджуючого повітря. На рис. 4.9 подано залежність еквівалентних напружень в точці (а) (рис. 4.8) від азимутальної орієнтації кристалографічних осей.

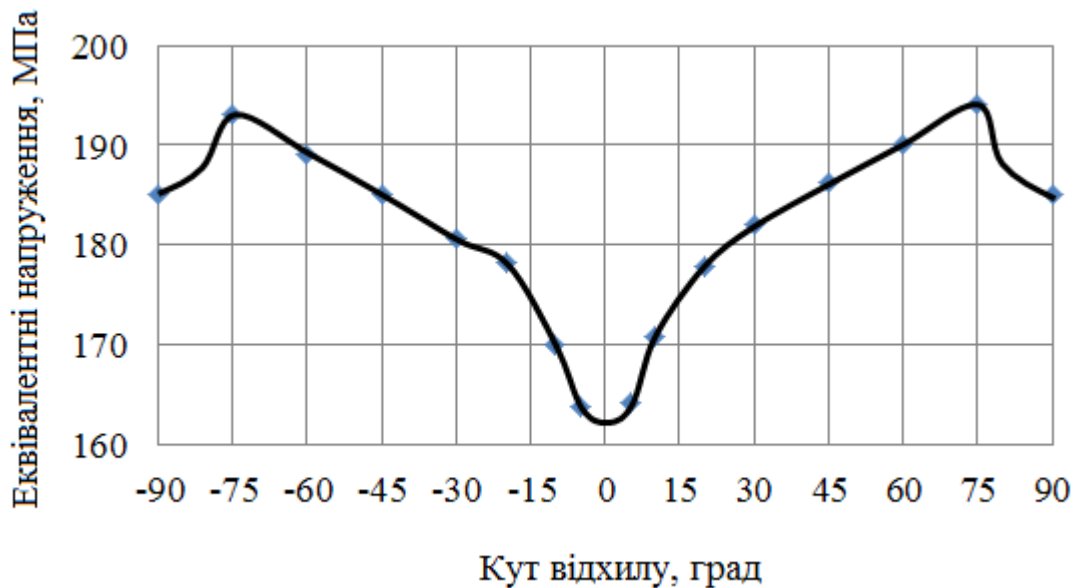


Рис. 4.9. Зміна еквівалентних напружень в точці (а) переріза лопатки при повороті КГО навколо осі [001]

Рис.4.9 відображає періодичність зміни еквівалентних напружень в точці (а) переріза лопатки (рис. 4.8), в залежності від зміни кристалографічних осей монокристала. У даному випадку найбільш сприятливим кутом відхилення є $\alpha = 8^\circ$, де максимальні напруження мінімальні і становлять близько 162 МПа. Максимуми напружень спостерігаються при відхиленні кристалографічних осей на 75° .

На рис. 4.10 показано зміну еквівалентних напружень у точці (б) (рис. 4.8) в залежності від азимутальної орієнтації кристалографічних осей. Наявні максимуми напружень при відхиленні кристалографічних осей на 45° .

В обох випадках найбільші напруження не перевищують максимальних напружень, які спостерігаються на графіку, наданому на рис. 4.7. У таблиці 4.1 наведені чисельні результати напружено-деформованого стану монокристалічної охолоджувальної лопатки при різних поворотах кристалографічних осей.

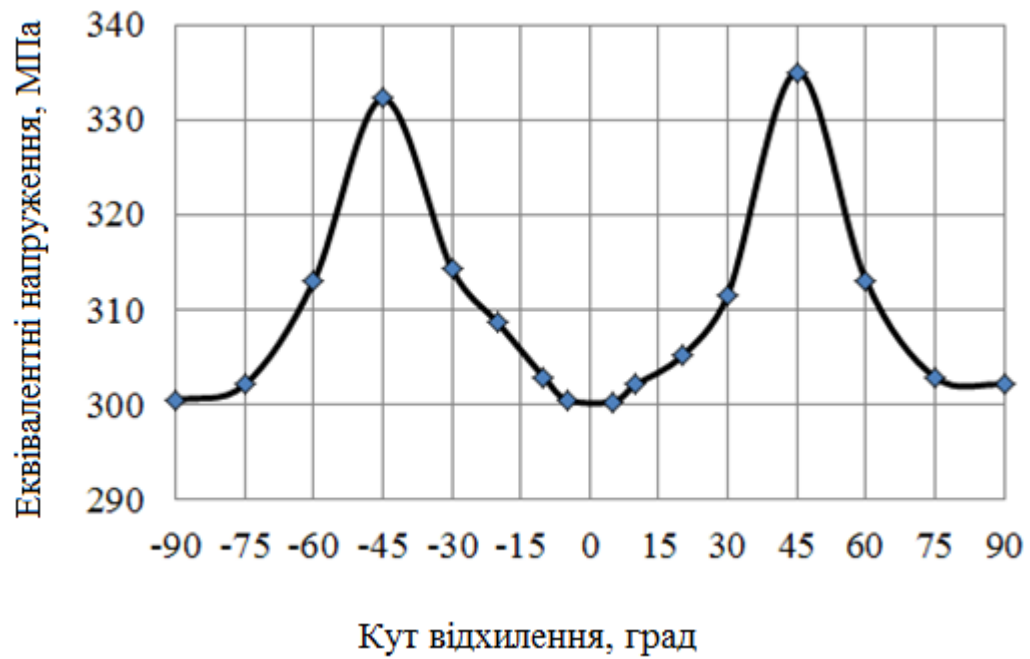


Рис. 4.10. Зміна еквівалентних напружень в точці (б) переріза лопатки при повороті кристалографічних осей відносно осі [001]

Таблиця 4.1

Напружено-деформований стан лопатки при повороті кристалографічних осей

Кут повороту, φ °	Максимальні еквівалентні напруження, МПа
-45	350
-30	267
-20	248
-15	250
-10	252
-5	259
0	270
5	275
10	300
15	350
20	400
30	418
45	350

4.4 Вплив аксіальної орієнтації кристалографічних осей на термонапружений стан монокристалічної охолоджуваної лопатки

Спрямовану кристалізацію сплаву в кристаловідбірнику та стартовому конусі оболонкової форми можна здійснювати при переміщенні оболонкової форми в рідкометалевий кристалізатор зі швидкістю, що дорівнює 2 – 6 мм/хв, а кристалізацію сплаву в пері, полиці та замку оболонкової форми можна здійснювати при переміщенні оболонкової форми в рідкометалевий кристалізатор зі швидкістю, що дорівнює 8 – 20 мм/хв.

Кристалізація монокристала в кристаловідбірнику і стартовому конусі оболонкової форми зі швидкістю її переміщення в кристалізатор 2 - 6 мм/хв, дозволяє «розгорнути» монокристал жароміцного сплаву в об'ємі кристаловідбірника і стартового конуса без утворення сторонніх зерен, які передаються в перо лопатки, що є ознакою браку виливки лопатки. Зниження швидкості переміщення нижче 2 мм/хв технологічно недоцільно, оскільки призводить до зниження продуктивності лиття, а підвищення швидкості переміщення вище 6 мм / хв призводить до утворення сторонніх зерен в кристаловідбірнику та стартовому конусі і зменшення (до 60%) кількості лопаток з монокристалічною структурою. Кристалізація (зростання) монокристала в пері, полиці і замку оболонкової форми виливки лопатки зі швидкістю переміщення форми в кристалізатор 8 – 20 мм/хв дозволяє подрібнити дендритну структуру монокристала жароміцного сплаву і зменшити усадкову ливарну пористість, за рахунок чого збільшити міцність від втоми і, як наслідок, працездатність лопаток. Зниження швидкості переміщення нижче 8 мм/хв призводить до збільшення розміру дендритів і розміру ливарних усадочних пір, що знижує втомну міцність і працездатність лопаток. Підвищення швидкості вище 20 мм/хв призводить до утворення стовпчастих зерен у пері та хвостовику виливки лопатки і, як результат, до зниження (до 50%) кількості виливок з монокристалічною структурою [97],

за рахунок чого збільшується міцність від втоми і, як наслідок, працездатність лопаток.

У даній дисертаційній роботі розглядається вплив зміни аксіальної орієнтації кристалографічних осей на термонапружений стан охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна.

Нижче наведені графічні результати проведених чисельних досліджень. На рис. 4.11 – 4.14 показано вплив повороту кристалографічних осей на розподіл еквівалентних напружень на поверхні та у поперечному перерізі лопатки (в площині yz відносно осі x , яка відповідає кристалографічній осі $[100]$), на різні кути відхилення кристалографічних осей.

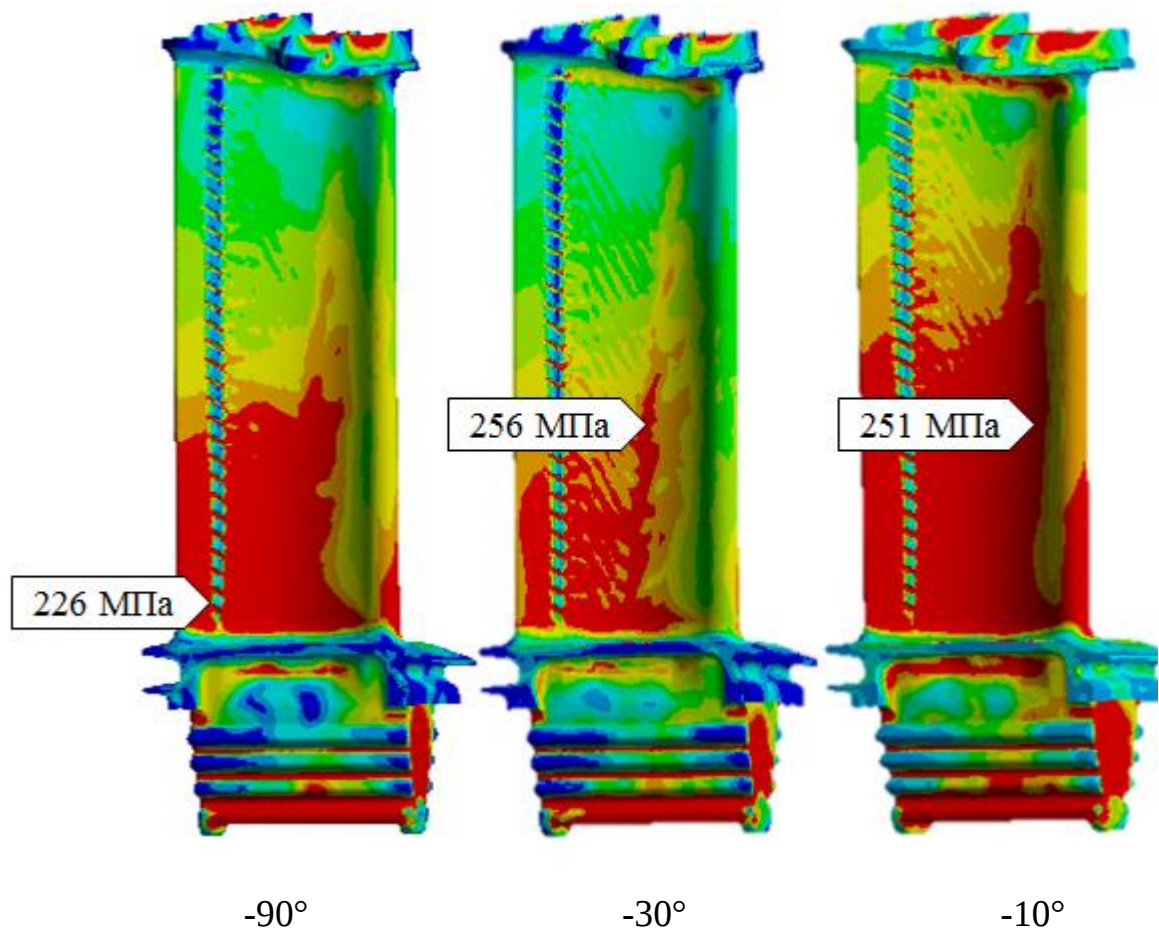


Рис. 4.11. Розподіл еквівалентних напружень на поверхні лопатки при повороті кристалографічних осей на кути -90° , -30° та -10° відносно осі x

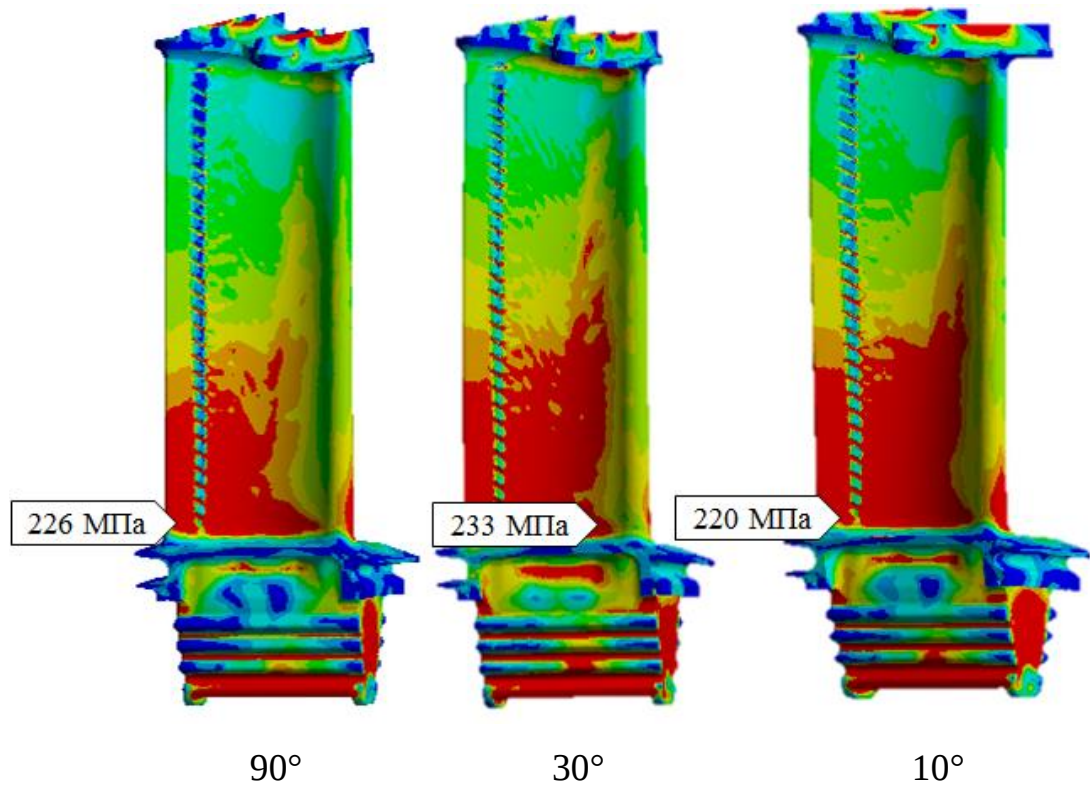


Рис. 4.12. Розподіл еквівалентних напружень на поверхні лопатки, при повороті кристалографічних осей на кути 90°, 30° та 10° відносно осі x

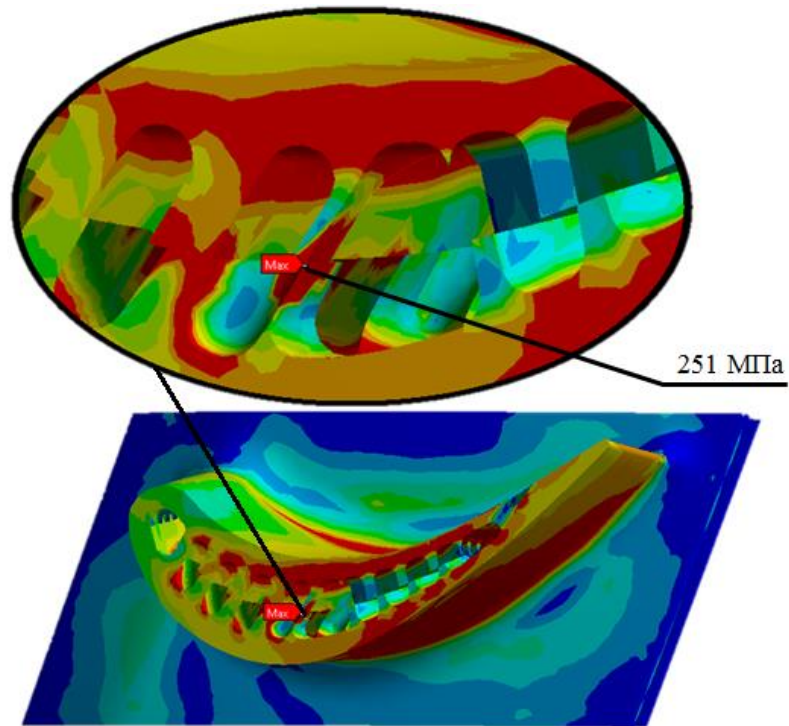


Рис. 4.13. Розподіл еквівалентних напружень в поперечному перерізі лопатки при повороті кристалографічних осей на кут -10° відносно осі x

Поперечний переріз лопатки добре відображає, що концентрація максимальних еквівалентних напружень має місце безпосередньо у каналах для охолоджуваного повітря.

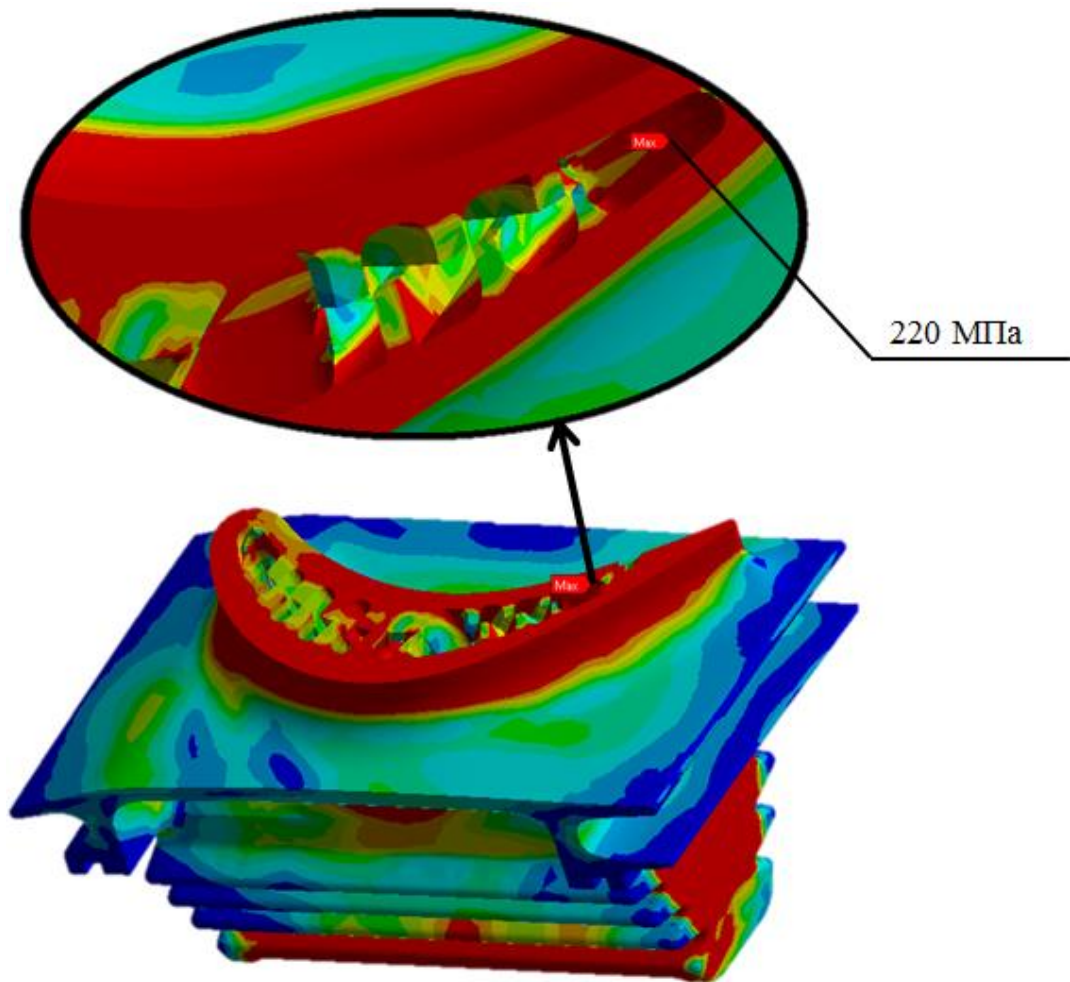


Рис. 4.14. Розподіл еквівалентних напружень у поперечному перерізі лопатки при зміні кута на 10° відносно осі x

На рис. 4.15 показані залежності розподілу еквівалентних напружень на поверхні лопатки при повороті кристалографічних осей в площині xz відносно осі y , що відповідає кристалографічній осі $[010]$.

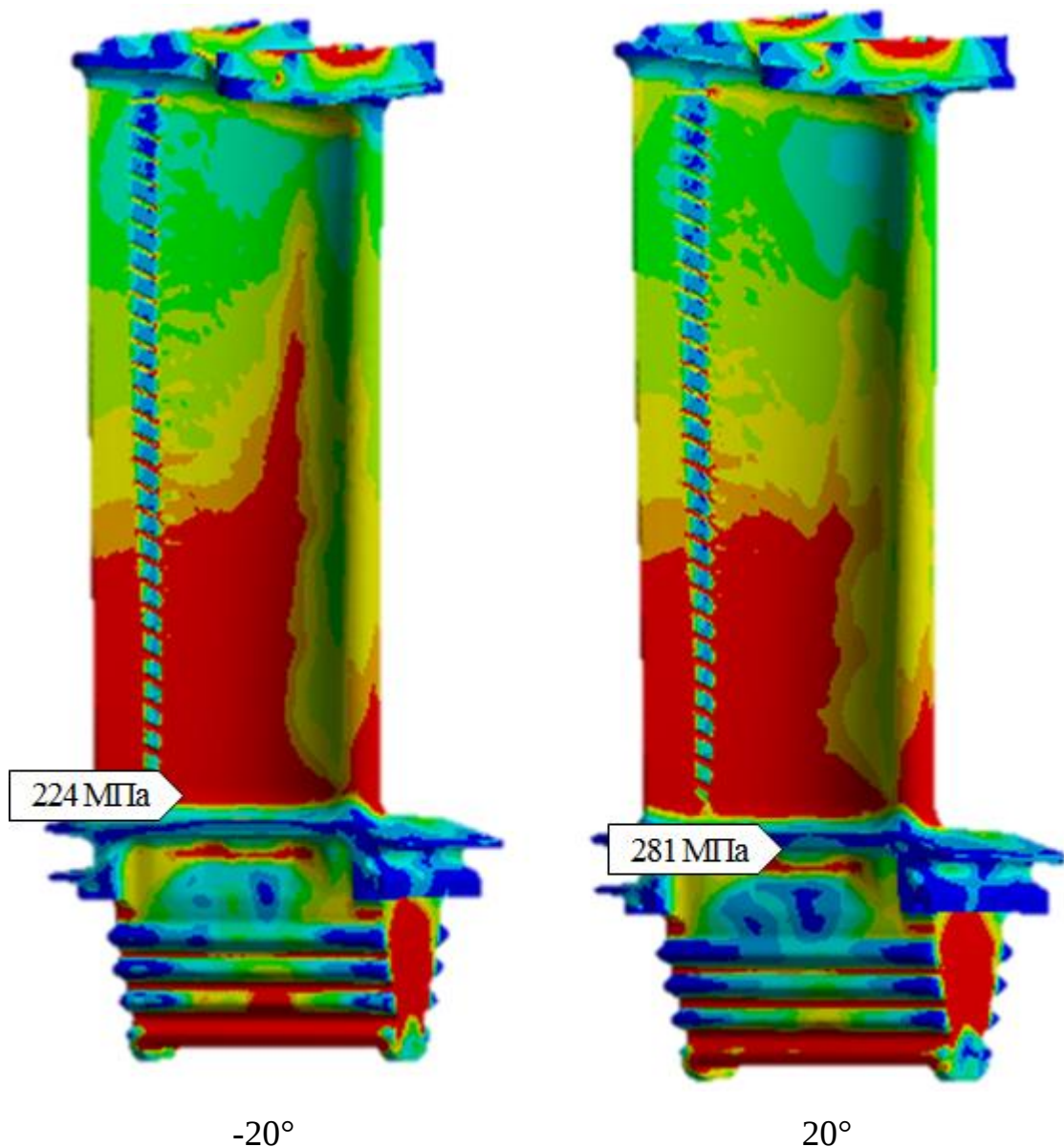


Рис. 4.15. Зміна полів еквівалентних напружень на поверхні лопатки при повороті кристалографічних осей відносно осі y при відхиленні на кут -20° і 20°

При зміні кута відхилення КГО монокристала можна спостерігати, що характер розподілу напружень є досить нерівномірним, зокрема значення максимальних напружень зміщуються по об'єму лопатки, але найчастіше знаходяться безпосередньо в отворах для охолоджуючого повітря та ближче до кореня лопатки.

На рис. 4.16, 4.17 подано розподіл термопружних напружень у найбільш напружених поздовжніх перерізах лопатки.

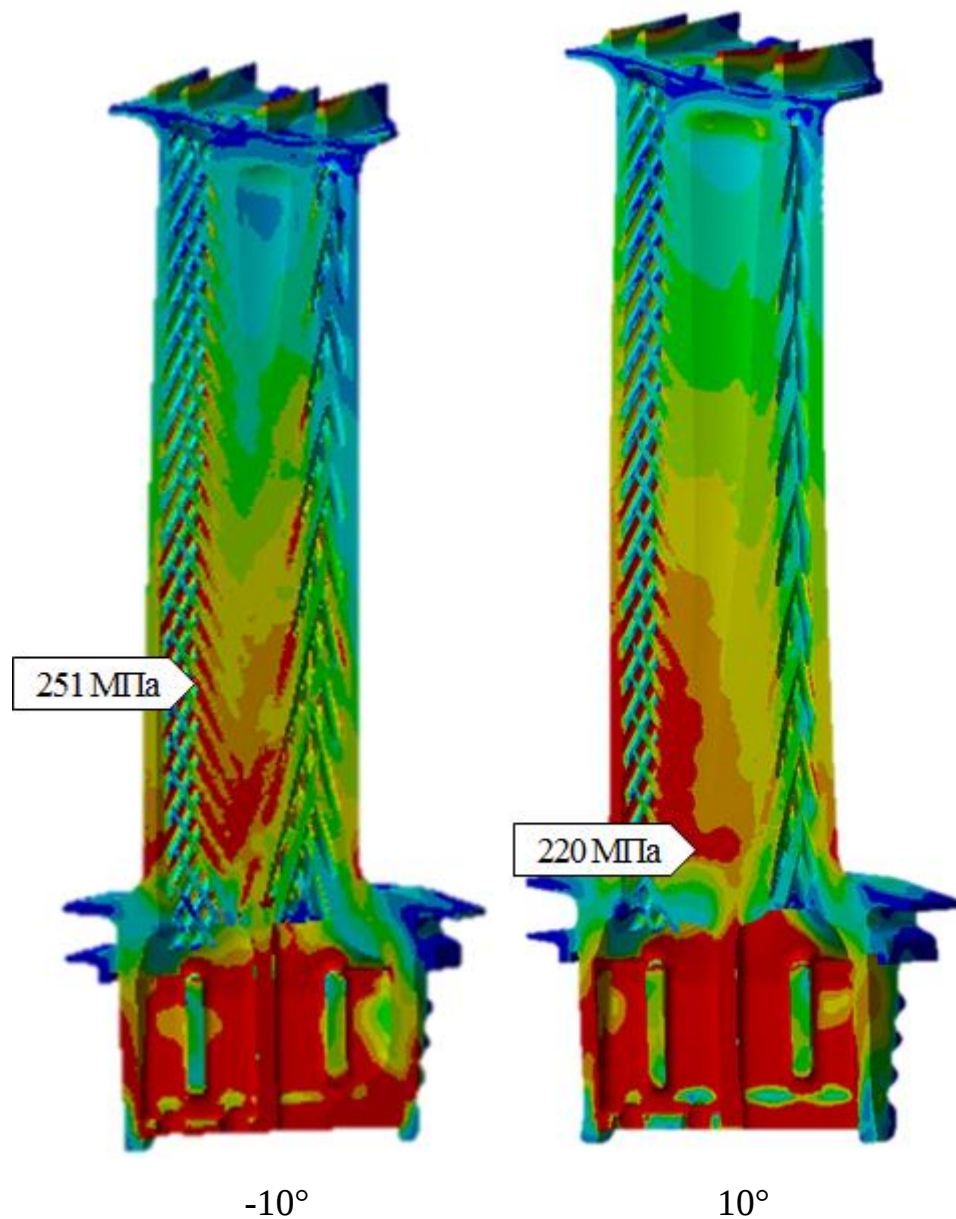


Рис. 4.16. Зміна полів еквівалентних напружень у поздовжніх перерізах лопатки при відхиленні кристалографічних осей на кут -10° і 10° відносно осі u

Рис. 4.16 – 4.17 відображають нерівномірний характер розподілу напружень як за об'ємом, так і в перерізах робочої лопатки. Найбільші

значення еквівалентних напружень виникають у кореня лопатки та на периферії.

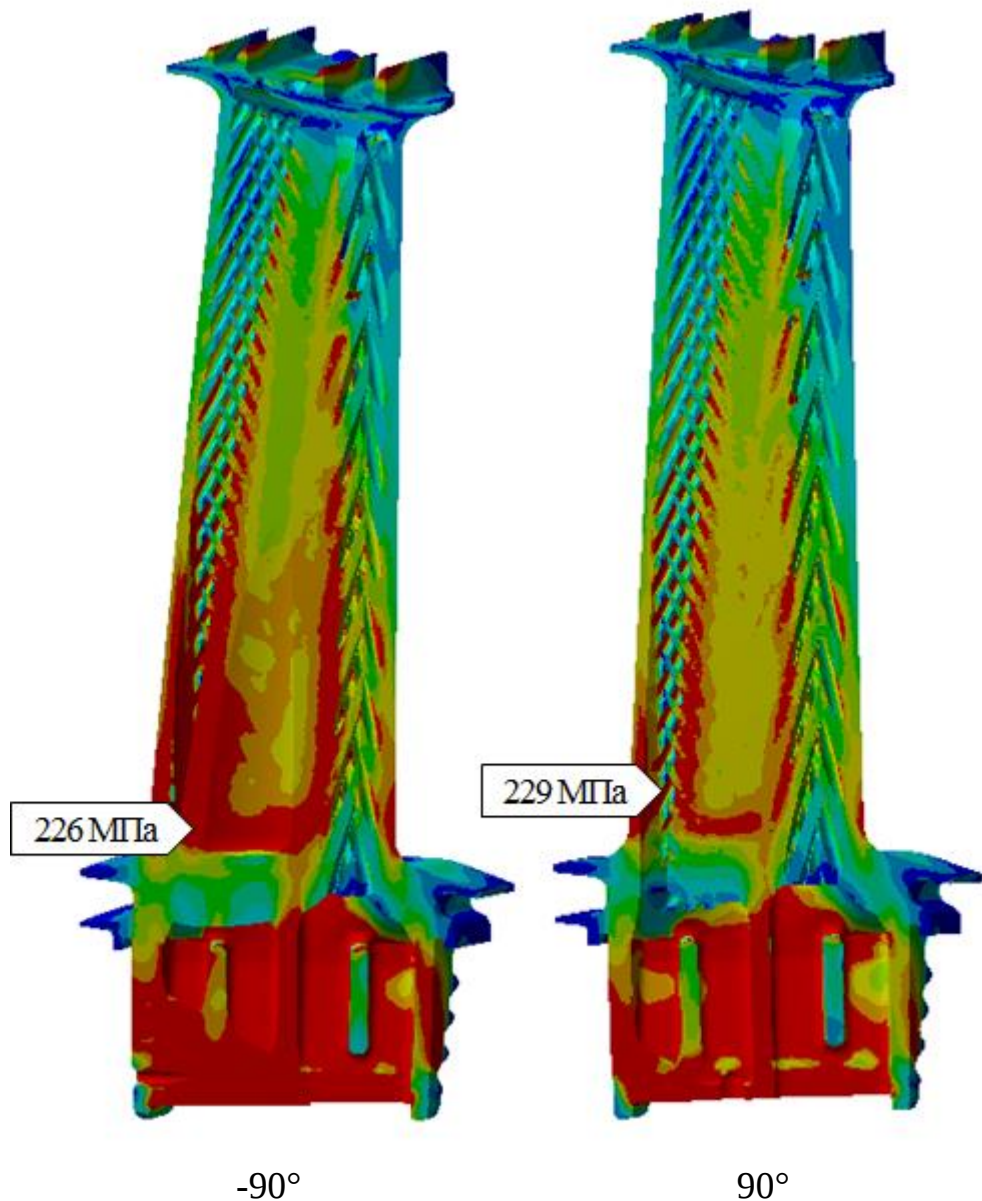


Рис. 4.17. Зміна полів еквівалентних напружень у поздовжніх перерізах лопатки при повороті кристалографічних осей на кут 90° відносно осі у

Для наочності на рис. 4.18 показано порівняння термопружного стану в найбільш уразливих перерізах лопатки при аксіальній та азимутальній орієнтаціях кристалографічних осей.

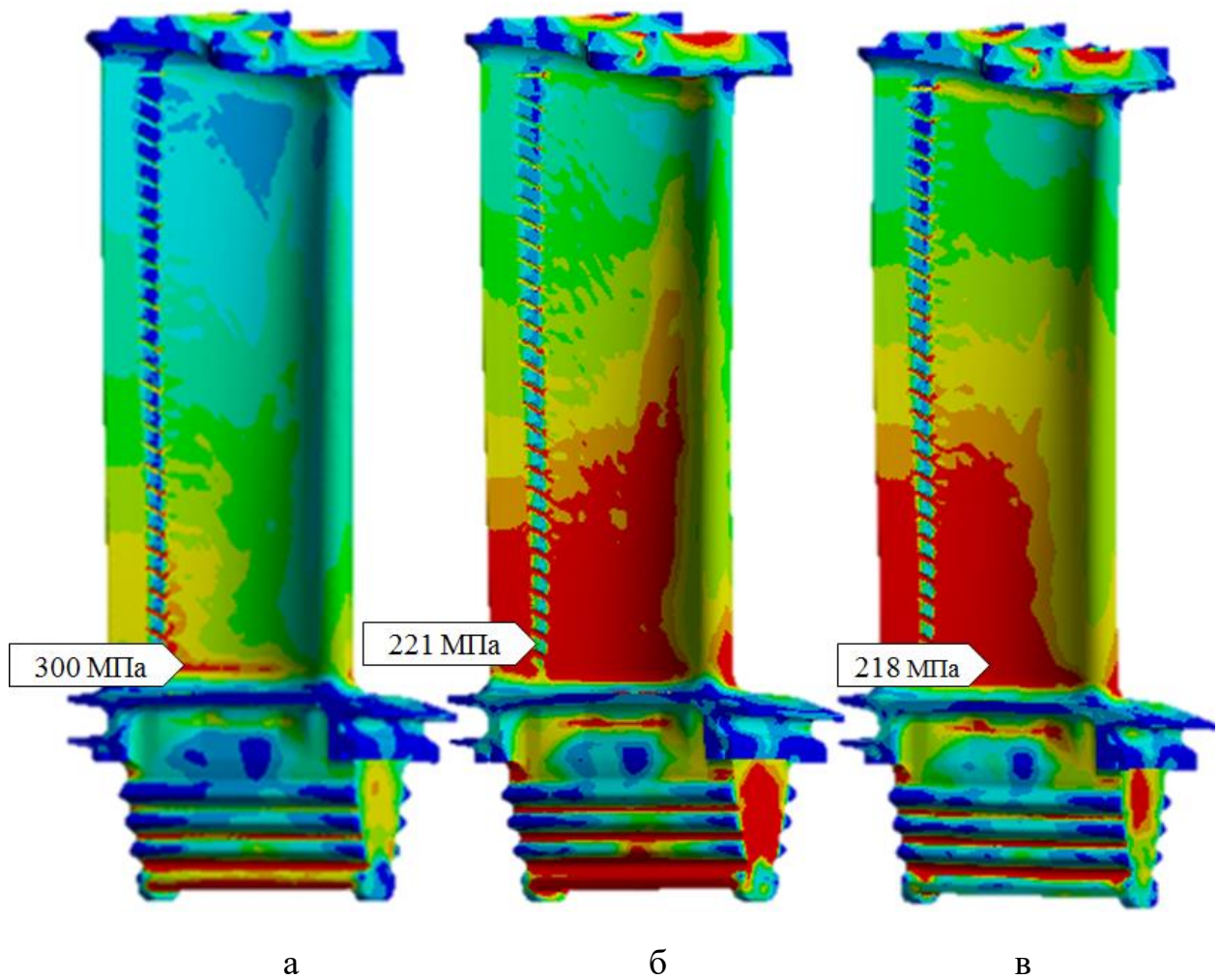


Рис. 4.18. Розподіл еквівалентних напружень при азимутальній (а), аксіальній відносно осі x (б) та аксіальній відносно осі y (в) орієнтаціях кристалографічних осей матеріала

Рис. 4.11 – 4.17 відображають перерозподіл всіх напружень при повороті кристалографічних осей. У зв'язку з цим доцільно побудувати криві, які відображають зміну найбільших і найменших еквівалентних напружень не залежно від місць їх локалізації (рис. 4.19, 4.20).

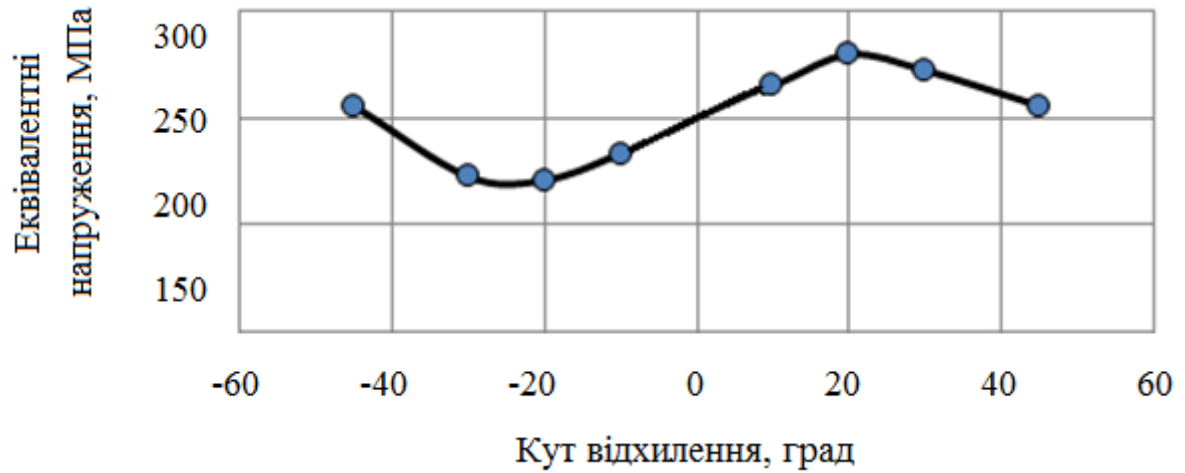


Рис. 4.19. Зміна максимальних еквівалентних напружень відносно осі y

Рис. 4.19 відображає періодичний характер зміни еквівалентних максимальних напружень за рахунок повороту кристалографічних осей навколо осі y , що показує вплив аксіальної орієнтації КГО.

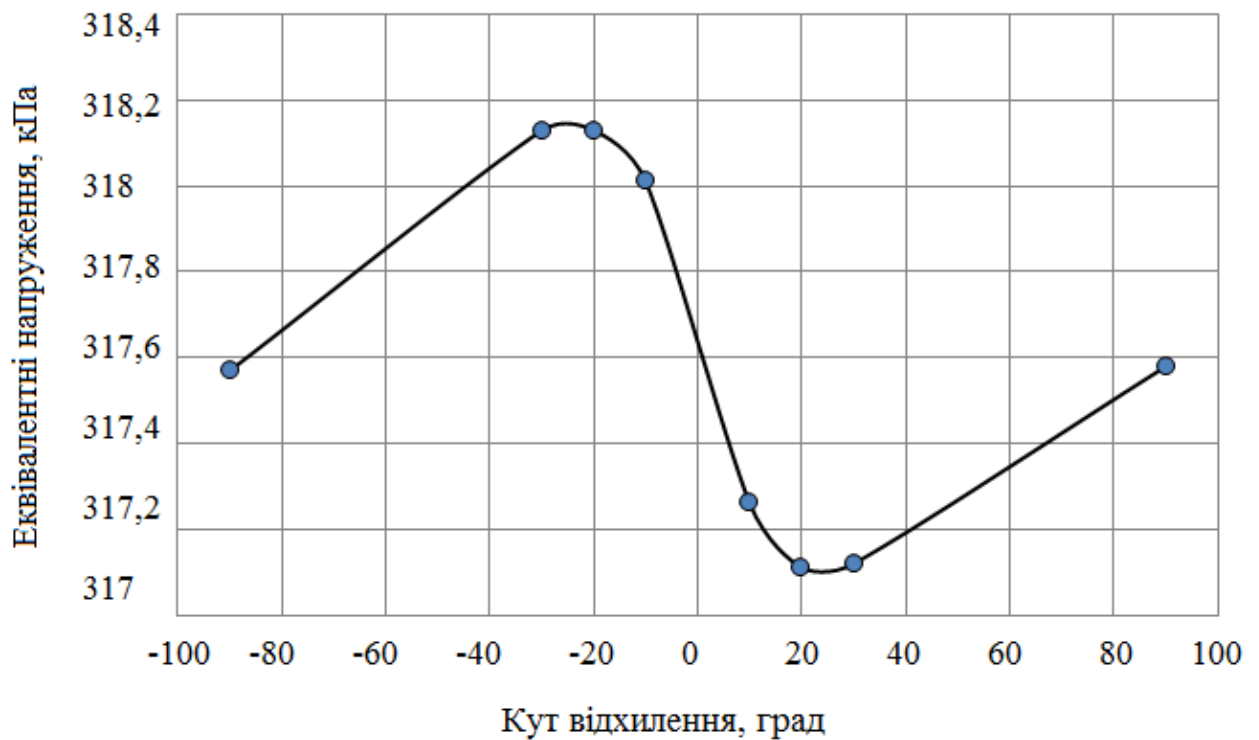


Рис. 4.20. Зміна мінімальних еквівалентних напружень відносно осі x

На рис. 4.20 також спостерігається періодичність зміни напружень по об'єму лопатки, незважаючи на те, що зміна діапазона напружень становить близько 1000 Па.

З наведених даних можна зробити висновок про те, що для охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна існує оптимальне розташування кристалографічних осей по відношенню до осей лопатки. У даному випадку при азимутальному відхиленні кут $\alpha = -20^\circ$, при аксіальному відхиленні кута ψ у напрямку $\langle 011 \rangle$ становить -20° , а у напрямку $\langle 001 \rangle$ дорівнює -25° .

Орієнтація кристалографічних осей істотно впливає на розподіл полів напружень. В даному випадку кристалографічні осі $[100]$, $[010]$, $[001]$ збігаються з осями лопатки x , y , z . Рис. 4.21 показує обмеження на відхилення кристалографічних осей на кути $\varphi \leq 15^\circ$ та $\psi \leq 15^\circ$.

Показано вплив повороту кристалографічних осей на розподіл еквівалентних напружень на поверхні лопатки (в площині xy навколо осі z , яка відповідає кристалографічній осі $[001]$).

На підставі проведеного дослідження можна зробити висновок про те, що азимутальна та аксіальна орієнтації осей матеріалу монокристалічних лопаток є важливою характеристикою.

Доцільно обмежити підвищення еквівалентних напружень при зміні орієнтації кристалографічних осей величиною 350 МПа (на 30%), у цьому випадку не буде досягнуто межі втоми навіть при підвищенні температури. Це відповідає повороту кристалографічних осей на $12^\circ - 15^\circ$.

Місця локалізації термопружних напружень часто збігаються з місцями локалізації вібраційних напружень, що створює додаткову небезпеку. Тому для оцінки міцнісної надійності охолоджуваних монокристалічних лопаток необхідно проводити комплексний аналіз їх динамічного напруженого стану при коливаннях і статичного термопружного стану.

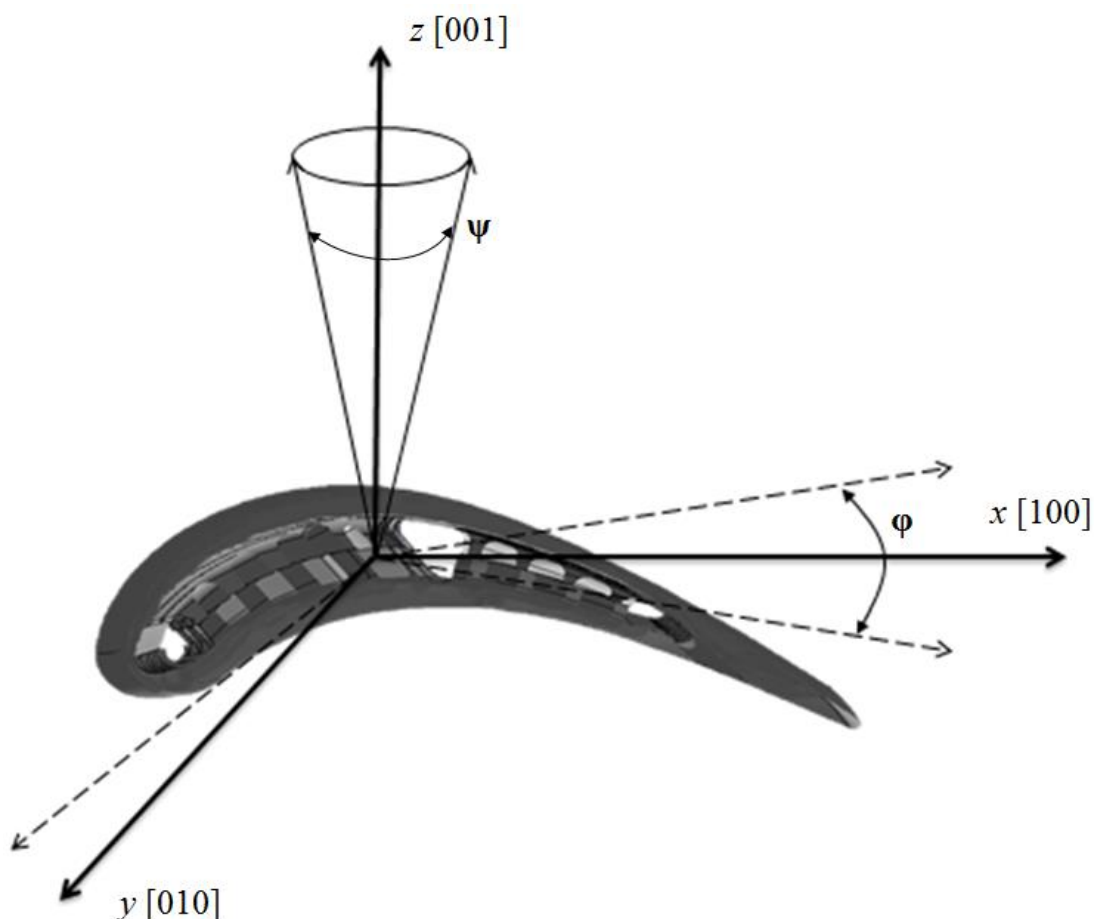


Рис. 4.21. Область обмеження на відхилення кристалографічних осей матеріалу

Таким чином, температурний стан охолоджувальної лопатки залежить від температури газу, що охолоджує повітря і конструкцію лопатки. Це впливає на зміну геометричних розмірів лопатки, що слід враховувати при визначенні зазорів в лабіринтових ущільненнях.

Приймаючи до уваги описані у роботі [77] експериментально отримані фізико-хімічні та структурно-фазові характеристики, короткочасні механічні властивості в інтервалі температур від 20 до 1200 °С монокристалів з трьома орієнтаціями та тривалу міцність монокристалів з аксіальною орієнтацією відносно осі x жароміцних нікелевих сплавів, можна зробити висновок про те, що отримані в дисертаційній роботі значення напружень при зміні

відхилення кристалографічної орієнтації, не перевищують межі міцності жароміцних сплавів при високих температурах.

Слід відзначити, що у дисертаційній роботі було показано, що відцентровані сили мають незначний вплив на напружено-деформований стан лопатки, на відміну від температурного поля, тому за відсутністю тривалого та сталого напруження монокристалічні лопатки матимуть досить великий запас міцності та працездатності, що є дуже важливим при експлуатації газотурбінних двигунів

4.5 Аналіз власних частот і форм коливань монокристалічної лопатки ГТД

Як при відпрацюванні, так і в процесі експлуатації газотурбінних двигунів доводиться вирішувати ряд проблем, пов'язаних з аналізом причин вібраційного руйнування лопаток компресора і турбіни. Найчастіше приводом для таких руйнувань є небезпечні резонансні коливання. Попередження таких дефектів, а також аналіз причин їх появи вимагає проведення спеціальних досліджень, пов'язаних із визначенням динамічних характеристик лопаток.

Лопатка, як і будь-яка пружна система з розподіленими параметрами, має нескінченну дискретну множину власних частот і форм коливань. В процесі роботи двигуна лопатки схильні до впливу змінних у часі газодинамічних навантажень. Оскільки характер зміни цих сил у часі визначається частотою обертання ротора і кількістю конструктивних елементів, як правило, регулярно розташованих по колу в проточній частині двигуна, то вони мають періодичний характер. Дія цих сил викликає вимушені коливання лопатки. При збігу частоти зовнішнього впливу з однією з власних частот лопатки виникає резонанс, що супроводжується зростанням амплітуд коливань і різким збільшенням вібронапружень у лопатці.

Наслідком резонансних коливань може бути поява тріщин, розвиток яких тягне за собою можливість обриву лопатки. Місця зародження втомних тріщин визначаються лініями найбільших напружень (відповідними лініями найбільших кривизн) лопатки що коливається. Оскільки на резонансі форма коливань лопатки збігається з відповідною власною формою, то, збуджуючи резонанс на частотах зовнішніх навантажень, характерних для робочого діапазону обертів двигуна, можливо визначити як форми власних коливань, так і найбільш ймовірні місця появи втомних тріщин. Знання спектру частот власних коливань лопатки і небезпечних резонансних режимів може сприяти проведенню спеціальних конструктивних заходів по відбудові від цих режимів.

В даний час контроль стабільності виробництва лопаток турбін включає операції по контролю частоти їх власних коливань і періодичні перевірки втомної міцності у процесі серійного виробництва. Тут слід зазначити, що навіть у разі незначних відмінностей в геометрії, пружних, інерційних і дисипативних характеристиках робочих лопаток що перебувають в межах технологічних допусків на виготовлення, можливе виникнення істотного розкиду в рівні їх вібронапруженості. Динамічні напруження в лопатках, як і межі витривалості мають статистичну природу, у зв'язку з залежністю від різних факторів (способи виробництва, динамічні характеристики, тощо).

Зони розподілів задовольняють умовам $\sigma_{-1} < \sigma_p$ та $\sigma_v > \sigma_p$ є такими, де відбувається руйнування і знаходиться зі співвідношення

$$P_{раз} = P(\sigma_{-1} < \sigma_p) P(\sigma_v > \sigma_p). \quad (4.1)$$

При цьому запас втомної міцності для симетричного циклу навантаження

$$K_v = \sigma_{-1} / \sigma_{vmax}, \quad (4.2)$$

де σ_{vmax} – амплітуда найбільших діючих змінних напружень.

Застосування нікелевих жароміцних монокристалічних сплавів вносить деякі труднощі в визначення межі витривалості і збільшує діапазон розкиду частот власних коливань лопатки внаслідок анізотропії характеристик їх фізичних і механічних властивостей. Від вибору кристалографічної орієнтації монокристалічної лопатки істотно залежить межа її витривалості, а також спектр її власних частот і форм коливань. Дослідження динамічної міцності лопаток, оцінка їх надійності та ресурсу дозволяє значно скоротити виробничі витрати.

Розроблена тривимірна скінченно-елементна модель монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна яка дозволяє досить точно визначити динамічні характеристики монокристалічних лопаток з урахуванням впливу експлуатаційних режимів роботи.

При роботі двигунів на лопатки турбін діють періодично змінні сили, які можуть спричинити резонансні коливання лопатки на одному з режимів роботи двигуна, що у свою чергу призведе до різкого збільшення напружень. Для попередження таких ситуацій необхідно знати спектр власних частот коливань лопатки, який залежить від відцентрових сил і температурного поля.

Як вже зазначалось, монокристалічні лопатки відрізняються анізотропією фізичних і механічних властивостей, у тому числі модуля пружності, який в свою чергу змінюється за різними напрямками (в деяких випадках зміна величини модуля пружності може збільшуватися більш ніж у два рази). Це може мати значний вплив на спектр власних частот коливань у порівнянні з такими для лопаток із рівноосною структурою. Відмінність напрямів кристалографічної орієнтації лопаток збільшує розкид власних частот коливань, що призводить до зростання небезпеки виникнення резонансних коливань на робочих режимах двигуна.

Раніше в роботі [49] був проведений порівняльний аналіз власних частот і форм коливань монокристалічної (при відсутності відхилення

кристалографічних осей) і полікристалічної лопатки при температурі 20 °С. Це дозволило оцінити вплив анізотропних властивостей матеріалу на зміну власних частот коливань лопатки. При чисельних розрахунках в роботі [49] модуль пружності для полікристалічної лопатки був прийнятий рівним модулю пружності монокристалічної лопатки, що дозволило виключити вплив пружних властивостей матеріалу на результати розрахунку. Однак, слід зазначити, що при розрахунках розподіл температури задавалося чітко по областям, без урахування конвекційного теплообміну. Так само в роботі [49] були визначені максимальні значення відносних відмінностей власних частот коливань монокристалічної лопатки, викликані варіюванням кутів повороту осей лопатки щодо напрямків КГО, отримані результати для перших шести форм наведені в табл. 4.2. Дані результати отримані для лопатки без урахування умов експлуатації.

Таблиця 4.2

Значення максимальних відносних відхилень власних частот лопатки, викликаних варіюванням орієнтації осей лопатки щодо КГО монокристалла в обраному діапазоні зміни кутів, що характеризують КГО монокристала [49]

№ власної частоти коливань	Форма коливань лопаток	Величина максимального відносного відхилення частот δ_f^{φ} , викликаного поворотом навколо осі, %		
		[100]	[010]	[001]
1	2	3	4	5
1	Переважно перша згинальна тангенціальна	26	23	0,2
2	Переважно перша згинальна аксіальна	21	12	0
3	Переважно перша крутильна	13	27	0,4
4	Переважно друга згинальна тангенціальна	17	19	0,2

Продовження таблиці 4.2

1	2	3	4	5
5	Переважно друга крутильна	5,6	11	1
6	Переважно третя крутильна	4,7	5,8	1

В ході виконання дисертаційної роботи було проведено ряд розрахунків по визначенню власних частот і форм коливань монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна.

Для розрахунку власних частот і форм коливань монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна використовувався програмний комплекс ANSYS (Customer number-281526 ZORYA-MASHPROEKT GAS TURBINE).

Модальний аналіз, як частина програмного комплексу, дозволяє визначити характеристики вібрації (власні частоти і відповідні їм форми коливань). Він може служити відправною точкою для інших типів аналізів шляхом виявлення безумовних тіл у аналізі контактів або шляхом зазначення, наприклад, необхідного розміру тимчасового кроку для тимчасового аналізу. Крім того, результати модального аналізу можуть використовуватися у динамічному моделюванні потоку з використанням методів суперпозиції (аналіз гармонійних відгуків, аналіз випадкової вібрації або аналіз спектра).

Власні частоти і форми коливань є важливими параметрами при проектуванні, для умов динамічного навантаження. Для структури що обертається або компонент машин, гіроскопічні ефекти які виникають у результаті обертальних швидкостей, вводяться у модальну систему. Ці ефекти змінюють загасання системи. Зміну власних частот коливань з обертальною швидкістю можливо вивчити за допомогою діаграми Кемпбелла.

Модальний аналіз за своєю суттю близький до аналізу стійкості за Ейлером. Останній також безпосередньо не вирішує питання щодо стійкості,

але дає фундаментальне уявлення і деякі вихідні дані (розрахункові довжини) для подальшого точного інженерного розрахунку на конкретні дії.

Модальний аналіз попередньо напруженої конструкції виконується на основі рівняння вільних коливань конструкції у матричній формі

$$[M]\{\ddot{u}\} + [K]\{u\} = \{0\}, \quad (4.3)$$

але замість матриці жорсткості $[K]$ використовується матриця $[K]_c$

$$[K]_c = [K] + [K]_g, \quad (4.4)$$

де $[K]$ – звичайна матриця жорсткості;

$[K]_g$ – геометрична матриця жорсткості.

Геометрична матриця жорсткості, визначається на підставі тензора попередніх напружень і нелінійної частини тензора деформацій (ANSYS, Inc.).

Наявність попередніх напружень стиснення призводить до зменшення власної частоти згинальних коливань. При деякому значенні напружень стиснення нижня власна частота згинальних коливань може звернутися у нуль. Цей момент може бути інтерпретований як втрата стійкості.

Модальний аналіз дозволяє врахувати властивості матеріалу, що залежать від зміни температури, а також отримати вказану кількість власних частот і форм коливань, розподіл деформацій і напружень для кожної з обраних частот у певному діапазоні.

При чисельних розрахунках власних частот і форм коливань були враховані всі анізотропні властивості матеріалу, конвекційний розподіл температури, а також швидкість обертання.

Розрахунок проводився при відхиленні монокристалічних осей на 10° в азимутному і аксіальному напрямках.

На рис. 4.22 подана перша форма власних частот коливань лопатки для різних напрямів.

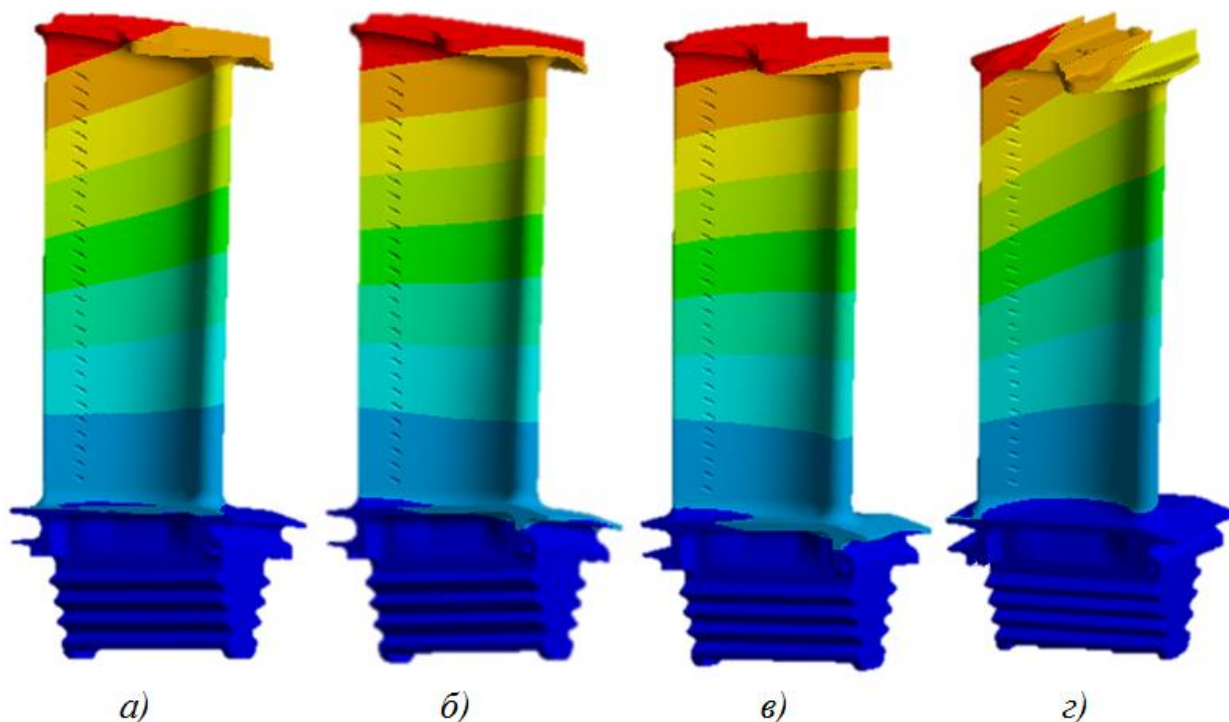


Рис. 4.22. Перша власна форма коливань монокристалічної лопатки в напрямі *а)* – $[100]$, *б)* – $[010]$, *в)* – $[001]$ і *г)* – без відхилення

Зміна кристалографічної орієнтації може вплинути не тільки на спектр власних частот коливань, але і на форми коливань лопатки. На рис. 4.23 подана четверта форма власних частот коливань лопатки для різних напрямків кристалізації.

Для кожної з власних частот коливань при розглянутих умовах експлуатації і варіантах орієнтації кристалографічних осей були визначені відповідні їм форми переміщень. На рис. 4.22 – 4.25 представлені нормовані переміщення монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна

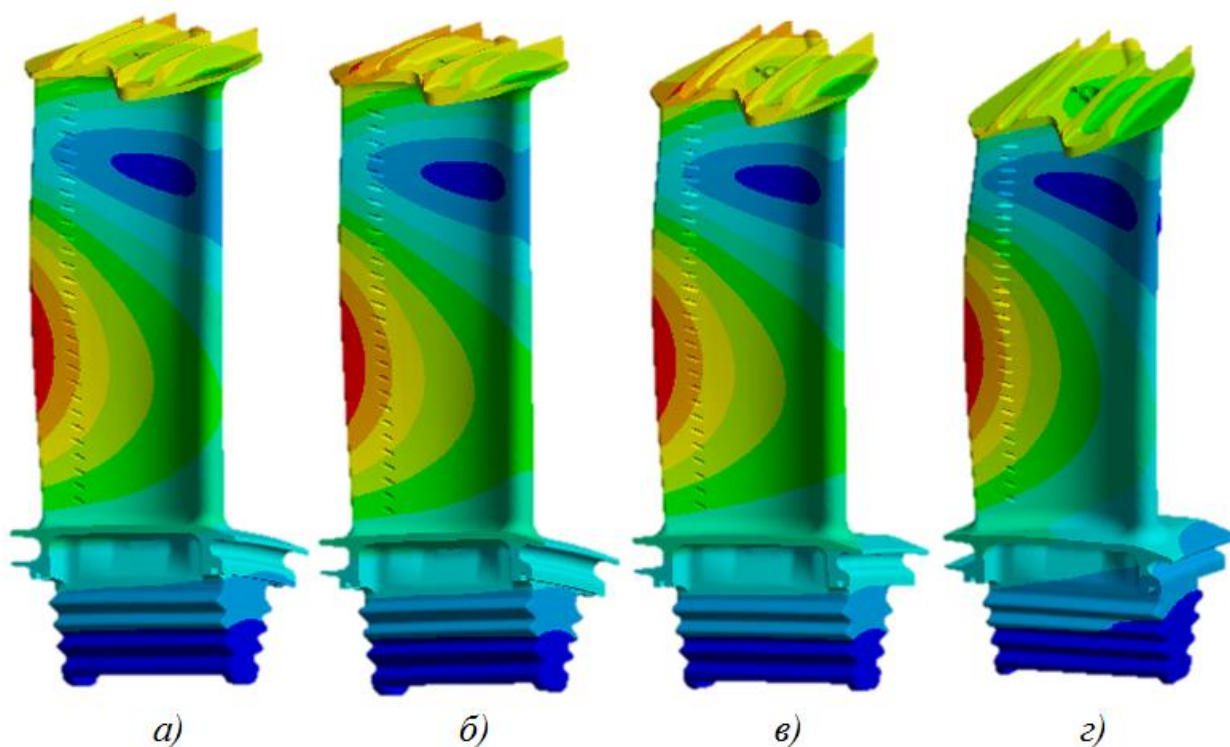


Рис. 4.23. Четверта власна форма коливань монокристалічної лопатки в напрямі *а)* – $[100]$, *б)* – $[010]$, *в)* – $[001]$ і *г)* – без відхилення

Результати проведених обчислювальних експериментів показали, що для охолоджуваної монокристалічної лопатки в досліджуваному діапазоні власних частот коливань, в залежності від кристалографічної орієнтації, форми коливань лопатки практично не змінюються.

На рис. 4.24 подано п'ять форму власних частот коливань лопатки для різних напрямків кристалізації.

Як вже зазначалося раніше, дана лопатка має складну конструктивну форму, у зв'язку з чим виникають різні зони локалізації деформацій і напружень на різних формах коливань. Дуже характерним є локалізація напружень на поверхні внутрішніх каналів вихрової матриці.

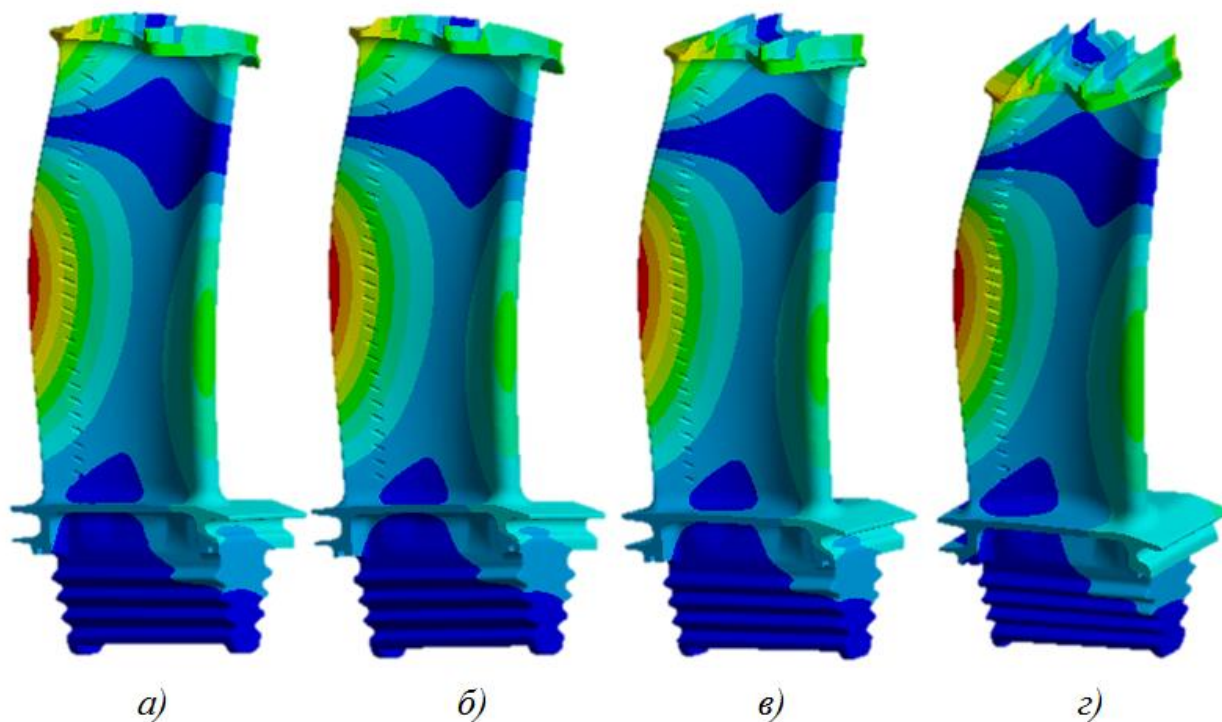


Рис. 4.24. П'ята власна форма коливань монокристалічної лопатки в напрямі *a)* – [100], *б)* – [010], *в)* – [001] і *з)* – без відхилення

Однак, слід зазначити, що деякі форми коливань кілька видозмінюються в залежності від напрямку кристалізації. Для прикладу на рис.4.25 подана шоста форма власних коливань лопатки з різними напрямками кристалізації.

У результаті дисертаційної роботи була визначена величина максимальних відносних відхилень власних частот лопатки, в залежності від відхилення осей лопатки щодо КГО монокристала.

$$\delta_f^{\varphi} = \left| \frac{f - f_{\varphi}}{f} \right| \cdot 100\%, \quad (4.3)$$

де f – величина власної частоти коливань лопатки без відхилення кристалографічних осей монокристала;

f_{φ} – величина власної частоти коливань лопатки з урахуванням напрямку кристалізації.

Дані отриманих експериментальних розрахунків представлені в табл. 4.3. Розрахунок максимальних відносних відхилень власних частот коливань проводився з урахуванням конструкційних особливостей монокристалічної лопатки, а також враховувались умови експлуатації (конвекційний теплообмін, відцентрові сили, робочий діапазон температур).

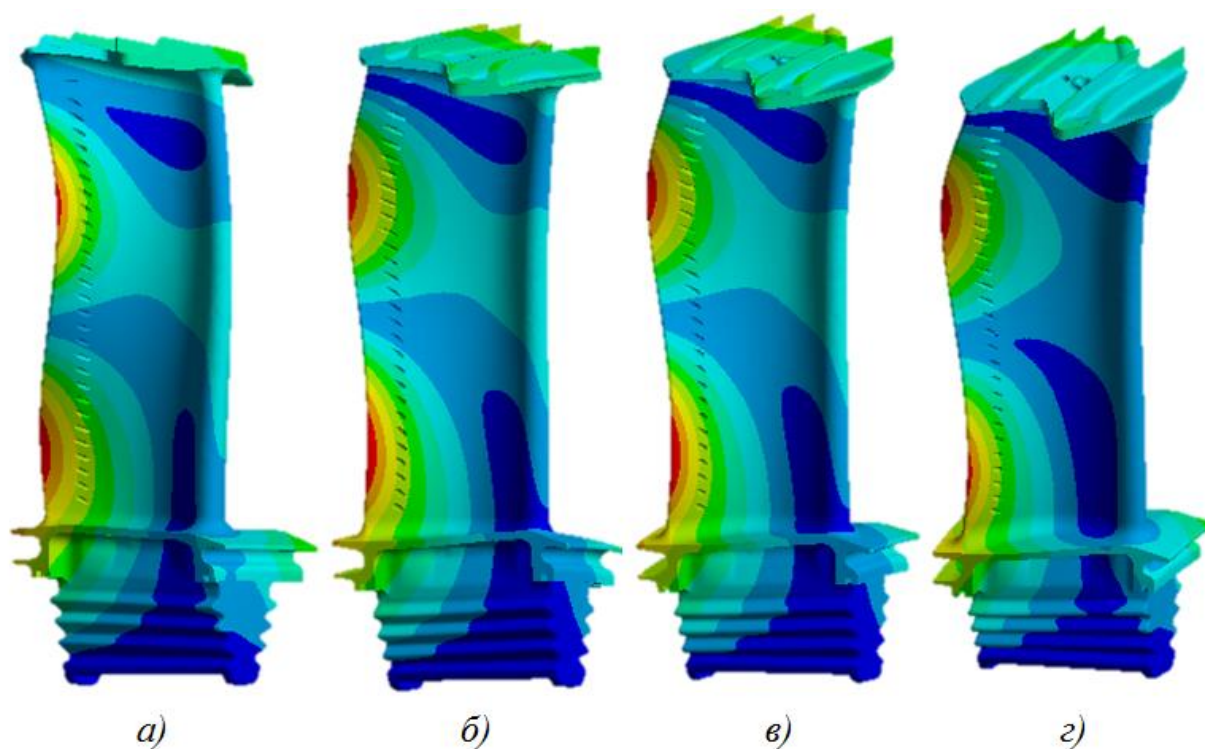


Рис. 4.25. Шоста власна форма коливань монокристалічної лопатки в напрямі *a)* – $[100]$, *б)* – $[010]$, *в)* – $[001]$ і *г)* – без відхилення

Складна геометрична форма лопатки обумовлює змішані форми коливань, проте серед них можна виділити переважно згинні (1, 2, 4) та крутильні (3, 5, 6).

Таблиця 4.3

Значення максимальних відносних відхилень власних частот лопатки, в залежності від відхилення осей лопатки щодо КГО монокристала

№ власної частоти коливань	Величина максимального відносного відхилення частот δ , %		
	[100]	[010]	[001]
1	1,69	1,697	1,7
2	5,26	0,51	0,511
3	20,5	0,34	0,34
4	0,7	2,84	2,84
5	1,74	1,99	2
6	2,31	2,28	2,9

Висновки за розділом 4

1. Проведено чисельні розрахунки впливу відхилення кристалографічних осей на термопружний стан лопатки.
2. Побудовано залежність максимальних еквівалентних напружень від кута повороту при аксіальній орієнтації кристалографічних осей.
3. Побудовано залежність мінімальних еквівалентних напружень при відхиленні кристалографічних осей.
4. Показано зміну полів еквівалентних напружень на поверхні лопатки, а також локалізацію максимальних напружень в охолоджуючих каналах і їх перерозподіл при зміні кута повороту.
5. Дано рекомендації на обмеження кута повороту не більше 10° – 15° , які дозволяють забезпечити зниження термопружних напружень і, як наслідок, підвищити працездатність готового виробу.

6. На підставі розрахунків отримано результати перерозподілу напружено-деформованого стану по об'єму лопатки при зміні орієнтації кристалографічних осей від -45° до $+45^\circ$ з кроком 5° .

7. Побудовано залежності найбільших еквівалентних напружень при відхиленні кристалографічних осей в діапазоні від -45° до $+45^\circ$ незалежно від їх місця розташування в лопатці.

8. Показано циклічний характер зміни еквівалентних напружень.

9. Побудовано залежність еквівалентних напружень при відхиленні кристалографічних осей в точці максимальних значень напружень.

10. Побудовано залежність еквівалентних напружень при відхиленні кристалографічних осей в точці мінімальних значень напружень, що дозволяє зробити висновки щодо циклічного характеру зміни напружень.

11. При повороті кристалографічних осей $[100]$ $[010]$ навколо осі $[001]$, що збігається з віссю z , найбільші інтенсивності напружень змінюються періодично, повторюючись через 90° . При повороті кристалографічних осей навколо осі z за годинниковою стрілкою істотно збільшується інтенсивність напружень до 420 МПа. При повороті проти годинникової стрілки відбувається зворотній процес.

Результати досліджень даного розділу наведено в публікаціях [8 – 11, 13, 14, 16 – 18].

ВИСНОВКИ

У дисертації розв'язана актуальна науково-технічна задача динаміки і міцності машин з визначення термопружного напружено-деформованого стану лопатки, а також впливу відхилення орієнтації кристалографічних осей на термопружний стан лопатки.

Основні наукові і практичні результати виконаних досліджень полягають у наступному:

1. На основі наведеного аналізу сучасного стану досліджень вибору орієнтації кристалографічних осей, обліку геометрії лопаток, температурних полів, впливу відцентрових сил як напрям дисертаційної роботи обрано визначення впливу відхилення орієнтації кристалографічних осей на термопружний стан лопатки та аналіз розподілу загального термопружного напружено-деформованого стану.

2. Розроблені математична та тривимірна скінченно-елементна моделі охолоджуваної монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна з урахуванням конструктивно-технологічних особливостей, форми і неоднорідності матеріалу, що дозволило провести зв'язані розрахунки з визначення температурного і термопружного станів лопатки.

3. Розв'язано задачу впливу робочої температури і охолоджуючого повітря на розподіл температурного поля по об'єму монокристалічної охолоджувальної лопатки. Показано безперервну зміну полів температур.

Проведено аналіз напружено-деформованого стану лопатки під дією відцентрових сил. Показано, що найбільше впливає на зміну термопружного НДС лопатки температурне поле (понад 60%).

4. Виявлено місця локалізації та концентрації напружень; показано, що найбільші градієнти напружень виникають безпосередньо в охолоджуючих каналах, що обумовлено перепадом температур;

5. Виявлено вплив зміни орієнтації КГО на НДС лопатки, а саме побудовано залежності:

- найбільших еквівалентних напружень при відхиленні кристалографічних осей у діапазоні від -45° до $+45^{\circ}$ незалежно від їх місця розташування в лопатці. Показаний циклічний характер зміни еквівалентних напружень;

- зміни еквівалентних напружень від кута повороту для вхідної та вихідної кромки лопатки у точках;

- зміни еквівалентних напружень від кута повороту при аксіальній та азимутальній орієнтації КГО.

6. Проведено оцінку обмежень на зміну кутів повороту КГО для запобігання появі небезпечних термопружних напружень. Показано необхідність обмежень на відхилення кристалографічних осей. При виготовленні монокристалічних лопаток слід дотримуватись того, щоб відхилення кристалографічних осей в площині xu не перевищувало $12 - 15^{\circ}$, а також до згладжування поверхні кутових форм в охолоджуючих каналах і отворах для виходу охолоджуючого повітря.

7. Результати роботи впроваджені в ДП НВКГ «Зоря» - «Машпроект» та ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О.Г. Івченко.

ПЕРЕЛІК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Азарова Г. Н., Пархаева Н. А., Шехтман Ю. В.. Система трехмерного анализа деталей ГТД. Современные проблемы строительной механики и прочности летательных аппаратов: Тез. докл. всесоюз. конф. Москва. 1983. С. 121.
2. Балашов Б. Ф., Петухов А. Н., Архипов А. Н. и др. Усталость лопаток газовых турбин из литейных жаропрочных сплавов // Проблемы прочности. 1976. № 5. С.65 – 73.
3. Балашов Б. Ф., Биргер И. А., Бычков Н. Г. и др. Ресурсное проектирование авиационных ГТД // Руководство для конструкторов. Общие принципы ресурсного проектирования и модели долговечности материалов и деталей авиационных ГТД. 1990. № 1253. Вып. 1. 208 с.
4. Баришанский К. Н. Особенности напряженного состояния и колебаний бандажированных лопаток. Пробл. прочности. 1985. № 5. С. 69 – 73.
5. Басов К. А. ANSYS: справочник пользователя. Москва: ДМК Пресс. 2005. 640 с.
6. Бате К., Вилсан Е. Численные методы анализа и метод конечных элементов. Москва: Стройиздат. 1982. 448 с.
7. Берлизова Т.Ю. Термоупругое состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2014. С. 3.
8. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Зависимость термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки от азимутальной ориентации кристаллографических осей // Вісник НТУ «ХП». Сер. Нові рішення в сучасних технологіях: зб. наук. пр. Харків: НТУ «ХП», 2015. № 39 (1148). С. 21 – 25.
9. Берлизова Т.Ю. Температурное и термоупругое состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом ориентации

кристаллографических осей // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2015. С. 1.

10. Берлизова Т.Ю. Влияние поворота кристаллографических осей на термонапряженное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2016. С. 8.

11. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Влияние кристаллографических осей на термонапряженное состояние монокристаллической охлаждаемой лопатки // Актуальні проблеми прикладної механіки та міцності конструкцій: VI міжнар. наук.-техн. конф. Запоріжжя. 2017. №1. С. 57 – 64.

12. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Жондковски Р., Овчарова Н.Ю. Комплексный анализ термоупругого и вибрационного состояния монокристаллической лопатки с вихревой системой охлаждения // Механіка та машинобудування. 2017. № 1. С. 22 – 31.

13. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Жондковски Р. Влияние азимутальной ориентации кристаллографических осей на термоупругое состояние лопатки ГТД с вихревой системой охлаждения // Проблемы прочности. 2016. №3. С. 15 – 24.

14. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Жондковски Р. Напряженно деформированное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД в температурном поле с учетом влияния ориентации кристаллографических осей // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2015. №4. С. 15 – 19.

15. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Кулишов С.Б., Скрицкий А.Н. Особенности температурного и термоупругого состояния монокристаллической охлаждаемой лопатки ГТД // Авиационно-космическая техника и технология. 2014. № 10 (117). С. 75 – 78.

16. Берлизова Т.Ю. Термонапряженное состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом азимутальной ориентации

кристаллографических осей // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков: ИПМаш НАН України. 2015. С. 1 – 7.

17. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Махненко О.В., Овчарова Н.Ю., Кулаков П.Н. Проблемы использования новых материалов для лопаточного аппарата турбомашин // Вісник НТУ «ХП». Сер. Енергетичні та теплотехнічні процеси й устаткування: зб. наук. пр. Харків: НТУ «ХП», 2016. № 9(1181). С. 44 – 49.

18. Берлизова Т.Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Жондковски Р., Кулаков П.Н. Проблемы статической и вибрационной прочности лопаток турбомашин при использования новых материалов // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков: ИПМаш НАН України. 2017. С. 1 – 2.

19. Биргер И. А., Балашов Б. Р., Дульнев Р. А. и др. Констркционная прочность матриалов и деталей газотурбинных двигателей. 1981. 222 с.

20. Биргер И. А. Руководство для конструкторов по расчету на прочность газотурбинного двигателя. Москва. 1956. 152 с.

21. Биргер И.А., Джамай В. В., Селифанова Л. П. Напряжения в охлаждаемых лопатках турбин. Проблемы прочности. 1971. № 6. С. 3 – 6.

22. Биргер И. А., Селифанова Л. П. Пространственно-напряженное состояние в лопатках турбин. Проблемы прочности. 1973. № 3. С. 7 – 10.

23. Биргер И. А., Шорр Б. Ф., Иосилевич Г. Б. Расчет на прочность деталей машин. Москва. 1979. 702 с.

24. Биргер И. А., Сундырин В. Г. Термонапряженное состояние и долговечность поверхностных слоев элементов конструкций при нестационарных тепловых воздействиях. Проблемы прочности. 1980. № 2. С. 12 – 17.

25. Биргер И. А., Шорр Б. Ф., Демьянушко И. В. и др. Термопрочность деталей машин. 1975. 455 с.

26. Биргер И. А. Общие алгоритмы решения задач теории упругости, пластичности и ползучести. Механика деформируемых сред. М.: Машиностроение. 1981. 222с.
27. Ведь В. Е., Гусев Ю.А., Гусева Н.И., Кахраи Камбиз. Жаростойкое покрытие для лопаток турбин ГТУ // Авиационно–космическая техника и технология. 2012. №9(96). С. 127 – 131.
28. Воробьев Ю. С. , Шорр Б. Ф. Теория закрученных стержней. 1983. 186 с.
29. Воробьев Ю.С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин. 1988. 224 с.
30. Воробьев Ю. С., Янецки С., Тишковец Е. В., Стороженко М. А. Численный анализ локализации напряжений в облопачивании турбомашин // Вібрації в техніці та технологіях. 2004. №6(38). С. 65 – 68.
31. Воробьев Ю. С., Дьяконенко К. Ю., Кулишов С. Б., Скрицкий А. Н. Моделирование колебаний охлаждаемых лопаток газовых турбин // Авиационно-космическая техника и технология. 2007. № 9(45). С. 12 – 15.
32. Воробьев Ю. С., Янецкий С., Тишковец Е. В. и др. Особенности моделирования колебаний пакетов турбинных лопаток с полочными связями // Авіційно-космічна техніка і технологія. 2001. Вип. 26. С. 157 – 160.
33. Воробьев Ю. С., Гецов Л. Б., Мельников Б. Е., Семенов А. С. Проблемы вибрационного состояния фундаментов, сейсмостойкости и прочности турбомашин. Часть 2 // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. №1-4(183). С. 302 – 319.
34. Гаврилов С. Н. Влияние податливости в хвостовом соединении на собственные частоты колебаний рабочих лопаток // Вібрації в техніці та технологіях. 2001. №4(20). С. 61 – 62.
35. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы. 1984. 392 с.
36. Гецов Л. Б. Детали газовых турбин. Материалы и прочность. 1982. 295 с.

37. Гецов Л. Б., Дондошанский В. К., Гинсбург А. Е. и др. Влияние технологических и эксплуатационных факторов на статическую прочность лопаток с бандажными полками // Проблемы прочности. 1988. № 3. С. 66 – 70.
38. Гинесен Л. Ю., Назарова М. М., Толмач Г. У. и др. Применение оболочечных конечных элементов к исследованию собственных колебаний лопаток ГТД // Проблемы прочности и динамики в авиадвигателестроении. 1985. Вып. 3, № 1109. С. 124 – 128.
39. Голубовский Е. Р., Светлов И. Л., Хвацкий К. К. Закономерности изменения аксиальной и азимутальной анизотропии прочностных характеристик монокристаллов жаропрочных никелевых сплавов для лопатки ГТД // Авиационно-космическая техника и технология. 2005. №10(26). С. 50 – 54.
40. Голубовский Е. Р., Епишин А. И., Светлов И. Л. Анизотропия характеристик статистической и циклической прочности монокристаллов литого никелевого жаропрочного сплава // Проблемы прочности. 2004. № 2. С. 143 – 147.
41. Гонтаровский П. П. Расчет напряженно-деформированного состояния замковых соединений лопаток турбомашин с учетом термоконтатных взаимодействий // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: Тр. Междунар. науч. техн. конф. Харьков: ИПМаш НАН Украины, 1997. С. 533 – 536.
42. Грязнов Б. А., Кравчук Л. В., Косыгин Э. П., Коноплянников Е. Г. Исследование влияния эксплуатационной наработки и термоциклических нагрузок на выносливость рабочих лопаток ГТД // Проблемы прочности. 1976. № 2. С. 18 – 20.
43. Гусев Ю. О., Кахраі Камбіз, Прочан Г. А., Яковлев Ю. О. Дослідження вібронапруженого стану елементів ГТУ із застосуванням високотемпературних плівкових тензорезисторів // Вісник НТУ «ХПІ» Серія 5. Енергетичні та теплотехнічні процеси й устаткування. 2015. Вип.1. С. 38 – 43.

44. Гусев Ю. О., Кахраи Камбіз, Симбірський Д. Ф., Трипільський С. С. Плівковий тензорезистор для вібровипробувань лопаток турбін ГТД // Авіаційно – космічна техніка й технологія. 2012. №8 (95). С. 169 – 172.
45. Гусев Ю. А., Белогуб А. В., Кахраи Камбиз. Анализ передачи деформации в высокотемпературном пленочном тензорезисторе // Вестник двигателестроения. 2014. № 2 С. 48 – 53.
46. Денисюк В. Н., Прибора Т. И., Харченко В. Г. Численный эксперимент при оценке напряженности оснований межпазовых выступов дисков компрессоров ГТД // Вестник двигателестроения. 2003. № 3. С.145 – 148.
47. Динамика газотурбинных авиационных двигателей / Под ред. И. А. Биргера, Б. Ф. Шорра. Машиностроение. 1981. 232 с.
48. Дульнев Р. А., Котов П. И. Термическая усталость металла. 1980. 200 с.
49. Дьяконенко К. Ю. Влияние свойств материала и конструктивных особенностей лопаточного аппарата ГТД на характеристики его собственных колебаний // Диссертация. Харьков. 2012. 187 с.
50. Евченко Т.Ю., Овчарова Н.Ю. Особенности термоупругой задачи для охлаждаемой монокристаллической лопатки газотурбинного двигателя // Сучасні проблеми машинобудування: Тези доповідей. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ІПМаш НАН України. 2013. С. 1.
51. Евченко Т. Ю., Жондковски Р., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю. Анализ термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД // Механіка та машинобудування. 2013. № 1. С. 23 – 28.
52. Жеманюк П. Д., Орлов М. Р., Яценко В. К., Рубель О. В. Ориентационная зависимость прочности и пластичности монокристаллов сплава ЖС6У-ВИ // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. 1999. № 2. С. 9 – 12.
53. Захарова Т. П., Пименова Г. П., Красникова Л. Н. Остаточная долговечность неохлаждаемых лопаток турбин большого ресурса. // Проблемы

прочности и динамики в авиадвигателестроении. 1982. Вып. 2. № 996. С. 205 – 212.

54. Зинкевич О. Метод конечных элементов в технике. 1975. 539 с.

55. Зинкевич О. Конечные элементы и аппроксимация. 1986. 318 с.

56. Зиньковский А. П., Матвеев В. В. Оценка и предотвращение опасной вибронпряженности лопаточного аппарата рабочих колес ГТД // Вібрації в техніці та технологіях. 2001. № 4 (20). С. 16 – 18.

57. Зиньковский А. П., Придорожный Р. П., Шереметьев А. В. Влияние кристаллографической ориентации на спектр собственных частот и форм колебаний монокристаллических рабочих лопаток турбин // Вестник двигателестроения. 2006. №2. С. 42 – 48.

58. Зиньковский А. П., Придорожный Р. П., Шереметьев А. В. Влияние кристаллографической ориентации на спектр собственных колебаний и предел выносливости монокристаллических рабочих лопаток турбин // Проблемы прочности. 2008. №5. С. 15 – 27.

59. Зиньковский А. П., Придорожный Р. П., Шереметьев А. В. Оценка влияния азимутальной ориентации на напряженность монокристаллической охлаждаемой лопатки в системе перфорационных отверстий // Вестник двигателестроения. 2013. №1. С. 53 – 57.

60. Зиньковский А. П., Адаменко А. Я., Бусленок И. Н. и др. Резонансные колебания бандажированных лопаток с различающимися частотами при наличии натяга по полкам // Проблемы прочности. 1994. № 11. С. 45 – 49.

61. Иванов В. П. Колебания рабочих колес турбомашин. 1983. 224 с.

62. Иосилевич Г. Б. Концентрация напряжений и деформаций в деталях машин. 1981. 224 с.

63. Исследование влияния эксплуатационной наработки и термоциклических нагрузок на выносливость рабочих лопаток ГТД / Б. А. Грязнов, Л. В. Кравчук, Э. П. Косыгин и др. // Пробл. прочности. 1976. № 2. С. 18 – 20.

64. Каблов Е. Н., Голубовских Е. Р. Жаропрочность никелевых сплавов. 1998. 464 с.
65. Каблов Е. Н., Толорайя В. Н., Демонис И. М., Орехов Н. Г. Направленная кристаллизация жаропрочных никелевых сплавов // Технология легких сплавов. 2007. №2. С. 246 – 264.
66. Каблов Е. Н., Бондаренко Ю. А., Ечин А. Б., Сурова В. А., Каблов Д. Е. Развитие процесса направленной кристаллизации лопаток ГТД из жаропрочных и интерметаллидных сплавов с монокристаллической структурой // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Серия: «Машиностроение»: сб. н. тр. Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2011. С. 20 – 25.
67. Квитка А. Л., Ворожко П. П., Заслоцкая Л. А. К расчету лопаток ГТД методом конечных элементов // Проблемы прочности. 1976. № 6. С. 60 – 64.
68. Кишкин С. Т., Строганов Г. Б., Логунов А. В.. Литейные жаропрочные сплавы на никелевой основе. Разработка и исследования. 1987. 116 с.
69. Колесников В. И., Придорожный Р. П., Шереметьев А. В. Влияние кристаллографической ориентации на статистическую прочность и сопротивление усталости монокристаллических рабочих лопаток // Авіаційно-космічна техніка і технологія. 2001. Вип. 26. С. 132 – 135.
70. Копелев С. З. Охлаждаемые лопатки газовых турбин: Расчет и профилирование. 1983. 145 с.
71. Левин А. В., Боришанский К. Н., Консон Е. Д. Прочность и вибрация лопаток и дисков паровых турбин. 1981. 710 с.
72. Лехницкий С. Г. Теория упругости анизотропного тела. 1977. 416 с.
73. Мавлютов Р. Р. Концентрация напряжения в элементах авиационных конструкций. 1981. 140 с.
74. Маггеррамова Л. А., Васильев Б. Е. Влияние азимутальной ориентации монокристалла на напряженно-деформированное состояние и прочность лопаток высокотемпературных газовых турбин // Вестник УГАТУ.

Серия: Тепловые, электроракетные двигатели и энергоустановки ЛА. сб. н. тр. Уфа. 2011. №4(44). С. 54 – 58.

75. Матвеев В. В. Демпфирование колебаний деформируемых тел. 1985. 264 с.

76. Мельникова Г. В., Шорр Б. Ф., Магеррамова Л. А., Протопопова Д. А. Влияние кристаллографической ориентации монокристалла и ее технологического разброса на частотный спектр турбинных лопаток // Авиационно-космическая техника и технология. 2001. Вып. 26. С. 140 – 144.

77. Методы расчета напряженно-деформируемого состояния лопаток турбомашин / Под ред. А. И. Ушакова. 1987. № 1177. 524 с.

78. Михайлов А. Л., Кучин В. В., Крюков С. В. Особенности проектирования рабочего колеса турбины ГТД на основе математического моделирования объемного НДС средствами ANSYS // Авиационно-космическая техника и технология. 2004. № 7 (15). С. 102 – 106.

79. Ножницкий Ю. А., Голубовский Е. Р. Монокристаллические рабочие лопатки высокотемпературных ГДТ // Авиационно-космическая техника и технология. 2006. №9 (35). С. 117 – 123.

80. Ножницкий Ю. А., Голубовский Е. Р. О прочностной надежности монокристаллических рабочих лопаток высокотемпературных турбин перспективных ГТД // Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования. Вып. 296. 2009. С. 74 – 82.

81. Петрушин Н. В., Елютин Е. С., Назаркин Р. М., Колодочкина В. Г., Фесенко Т. В. Структура и свойства монокристаллов жаропрочного никелевого сплава, содержащего рений и рутений. // Металлургия машиностроения. 2013. №1. С. 12 – 18.

82. Петухов А. Н., Голубовский Е. Р., Басов К. А. Частотные характеристики и формы колебаний монокристаллических образцов и охлаждаемых лопаток турбин с различной кристаллографической ориентацией // Авиационно-космическая техника и технология. 2006. №8(34). С. 50 – 56.

83. Писаренко Г. С., Петренко А. И. Исследование деформированного состояния турбинных лопаток вследствие неравномерного нагрева // Проблемы прочности. 1975. № 11. С. 3 – 6.

84. Писаренко Г. С., Петренко А. И. Об одной методике испытаний турбинных лопаток на термоусталость // Проблемы прочности. 1976. № 6. С. 100 – 105.

85. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. 1976. 416 с.

86. Писаренко Г. С., Воробьев Ю. С. Вопросы моделирования оклебаний лопаток турбомашин. // Проблемы прочности. 2000. № 5. С. 122 – 126.

87. Придорожный Р. П. Расчетное исследование объемного напряженно-деформированного состояния монокристаллической охлаждаемой лопатки турбины // Авиационно-космическая техника и технология. 2002. Вып. (34). С. 119-123.

88. Придорожный Р. П., Шереметьев А В. Влияние кристаллографической ориентации на объемное напряженно-деформированное состояние монокристаллической неохлаждаемой лопатки турбины // Вестник двигателестроения. 2003. №1. С. 47-51.

89. Придорожный Р.П. Влияние кристаллографической ориентации монокристаллических материалов на напряженное состояние рабочих лопаток турбин // Диссертация. Запорожье. 2008. 223 с.

90. Розин Л.А. Метод конечных элементов. Математика. 2000. 9 с.

91. Самойлович Г. С. Возбуждение колебаний лопаток турбомашин. 1975. 288 с.

92. Самулєєв В. В., Лобунько О. П., Бологін А. С. Методика оцінки пошкодженості лопаток турбін авіадвигунів ГТД // Зб. наук. праць Наукового центру ВПС ЗС України. 2003. № 8. С. 195 – 199.

93. Сегерлинд Д. Применение метода конечных элементов. 1979. 392 с.

94. Сетрификация авиационных двигателей методами теории оболочек // Проблемы прочности и динамики в авиадвигателестроении. 1982. Вып. 2. № 996. С. 141 – 147.
95. Сизова Р. Н., Дикман Г. И., Селифонова Л. П. и др. Влияние ползучести на напряженное состояние охлаждаемых лопаток // Тепловые напряжения в элементах конструкций. 1970. С. 173 – 183.
96. Скубачевский Г. С. Авиационные газотурбинные двигатели. Конструкция и расчет деталей. 1981. 550 с.
97. Строение и свойства авиационных материалов. 1989. 368 с.
98. Ступина Н. Н., Шорр Б. Ф. Расчет спектра частот и форм колебаний вращающегося диска с закрученными лопатками, связанными с антивибрационными потоками // Проблемы прочности. 1978. № 2. С. 102 – 106.
99. Сундырин В. Г. Расчет напряженно-деформированного состояния поверхностных слоев охлаждаемых лопаток турбин // Проблемы прочности и динамики в авиадвигателестроении. 1985. Вып. 3. № 1109. С. 41 – 57.
100. Суперсплавы II. Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок. 1995. 384 с.
101. Светлов И. Л., Суханов Н. Н., Кривко А. И. и др. Температурно-ориентационная зависимость характеристик кратковременной прочности, модуля Юнга и коэффициента линейного расширения монокристаллов сплава ЖС6Ф // Проблемы прочности. 1987. №1. С.51 – 56.
102. Третьяченко Г. Н. О некоторых методических вопросах моделирования условий работы турбинных лопаток на газодинамических стендах // Проблемы прочности. 1972. № 11. С. 47 – 51.
103. Третьяченко Г. Н., Кравчук Л. В., Куриат Р. И. и др. Несущая способность лопаток газовых турбин при нестационарном тепловом и силовом воздействии. 1975. 295 с.
104. Троценко В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении. 1981. 342 с.

105. Трощенко В. Т., Грязнов Б. А., Налимов Ю. С. Влияние технологических и эксплуатационных факторов на сопротивление усталости и живучести рабочих лопаток ГТД // Вібрації в техніці та технологіях. 2001. № 5 (21). С. 2 – 6.
106. Трощенко В. Т., Матвеев В. В., Грязнов Б. А. и др. Несущая способность рабочих лопаток ГТД при вибрационных нагружениях. 1981. 316 с.
107. Харгель Н. С., Магеррамова Л. А. Релаксация остаточных напряжений в лопатках турбин // Проблемы прочности и динамики в авиадвигателестроении. 1985. Вып. 3. № 1109. С. 58 – 64.
108. Химушин Ф. Ф. Жаропрочные стали и сплавы. 1969. 752 с.
109. Шалин Р. Е., Булыгин И. П., Голубовский Е. Р. Жаропрочность сплавов для газотурбинных двигателей. 1981. 120 с.
110. Шалин Р. Е., Светлов И. Л., Качанов Е. Б. и др. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов. 1997. 336 с.
111. Anderson C. E., Cox P. A. et. al. A Constitutive Formulation for Anisotropic Materials Suitable for Wave Propagation Computer programme-II // Comp. Mech. 1994. Vol. 15. P. 201 – 223.
112. Berlizova T. Yu., Vorob'ev Yu. S., Ovcharova N. Yu., Êondkowski R. The Influence of Azimuth Orientation of Crystallographic Axes on Thermoelastic State of a GTE Blade with a Vortex Cooling System // Strength of Materials. 2016. Vol. 48. P. 349–356.
113. Caron P., Diologent F., Drawin S. Influence of chemistry on the tensile yield strength of nickel-based single crystal superalloys // Euro Superalloys. 2011. Vol. 278. P. 345 – 350.
114. Caron P., Lavigne O. Recent Studies at Onera on Superalloys for Single Crystal Turbine Blades // Aerospace Lab Journal. 2011. Режим доступа 17.06.2017 (<http://www.aerospacelab-journal.org/sites/www.aerospacelab-journal.org/files/AL3-02.pdf>).
115. Cormier J., Mauget F., J- B Le Graverend, Moriconi C., Mendez J. Issues Related to the Constitutive Modeling of Ni-based Single Crystal Superalloys under

Aeroengine Certification Conditions // Aerospace Lab Journal. 2015. Режим доступа 20.06.2017 (http://www.aerospacelab-journal.org/sites/www.aerospacelab-journal.org/files/AL09-07_0.pdf).

116. David Dye, Anxin Ma, Roger C. Reed. Numerical modelling of creep deformation in a cmsx-4 single crystal superalloy turbine blade // Superalloys. 2008. P. 911 – 919.

117. Hino T., Kobayashi T., Koizumi Y., Harada H. and Yamagata T. Development of a New Single Crystal Superalloy for Industrial Gas Turbines // Superalloy 2000 ed. By T.M. Pollock et.al, TMS-AIME, Warrendale, PA. 2000. P. 729 – 736.

118. J.-B. Le graverend, Cormier J., Gallerneau F., Villechaise P., Kruch S. and Mendez J. A microstructure-sensitive constitutive modeling of the inelastic behavior of single crystal nickel-based superalloys at very high temperature // International Journal of Plasticity. 2014. V.59. P. 55 – 83.

119. Keisuke Tanaka, Shutaro Machiya, Yoshiaki Akiniwa. X-ray stress measurement of nickel-base single crystal superalloy using two-dimensional detector / Режим доступа 05.05.2017. (http://www.icdd.com/resources/axa/vol52/V52_52.pdf).

120. Kolbe M., Dlouhy A., Eggeler G. Dislocation reactions at γ/γ' -interfaces during shear creep deformation in the macroscopic crystallographic shear system (001) [110] of CMSX6 superalloy single crystals at 1025°C // Materials Science and Engineering. 1998. A246. P.133 – 142.

121. Kumar K., Tamma R., Raju R. Recent Advances, Trends and New Perspectives Via Enthalpy-Based Finite Element Formulations for Applications to Solidification Problems // International Journal for Numerical Methods in Engineering. 1990. Vol. 30. P. 803 – 820.

122. Marchal N., Flouriot S., Forest S., Remy L. Crack-tip stress-strain fields in single crystal nickel-base superalloys at high temperature under cyclic loading // Computational Materials Science. 2007. №37. P. 42 – 50.

123. Maclachlan D. W., Knowles D. M. The effect of materials behavior on the analysis of single crystal turbine blade // Part II – component analysis. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 2002. V.25. P. 399 – 409.
124. Palantera M. *ESAComp4.1 Theoretical Background of ESAComp Analyses*. 1998.
125. Sass V., Glatzel U., Feller-Kniepmeier M. Anisotropic creep properties of the nickel based superalloy CMSX-4 // *Acta Materialia*. 1996. 44(5). P.1967 – 1977.
126. Sass V., Feller-Kniepmeier M. Orientation dependence of dislocation structures and deformation mechanism in creep deformed CMSX-4 single crystals // *Materials Science and Engineering*. 1998. A245. P. 19 – 28.
127. Stuart Nathan. Jewel in the crown: Rolls-Royce's single-crystal turbine blade casting foundry. Режим доступа 14.03.2018 (<https://www.theengineer.co.uk/issues/june-2015-online/jewel-in-the-crown-rolls-royces-single-crystal-turbine-blade-casting-foundry/>)
128. Sun C.T., Li S. Three-Dimensional Effective Elastic Constants for Thick Laminates // *Journal of Composite Materials*. 1988. Vol. 22. P. 629 – 639.

Додаток А

Перелік публікацій здобувача

16. Евченко Т. Ю., Жондковски Р., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Анализ термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД // Механіка та машинобудування. 2013. № 1. С. 23 – 28.

17. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю., Кулишов С.Б., Скрицкий А.Н. Особенности температурного и термоупругого состояния монокристаллической охлаждаемой лопатки ГТД // Авиационно-космическая техника и технология. 2014. № 10 (117). С. 75 – 78.

18. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю.С., Овчарова Н.Ю. Зависимость термоупругого состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки от азимутальной ориентации кристаллографических осей // Вісник НТУ «ХП». Сер. Нові рішення в сучасних технологіях: зб. наук. пр. Харків: НТУ «ХП», 2015. № 39 (1148). С. 21 – 25.

19. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р. Напряженно деформированное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД в температурном поле с учетом влияния ориентации кристаллографических осей // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2015. №4. С. 15 – 19.

20. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Махненко О. В., Овчарова Н. Ю., Кулаков П. Н. Проблемы использования новых материалов для лопаточного аппарата турбомашин // Вісник НТУ «ХП». Сер. Енергетичні та теплотехнічні процеси й устаткування: зб. наук. пр. Харків : НТУ «ХП», 2016. № 9(1181). С. 44 – 49.

21. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р. Влияние азимутальной ориентации кристаллографических осей на термоупругое состояние лопатки ГТД с вихревой системой охлаждения // Проблемы прочности. 2016. №3. С. 15 – 24.

22. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Жондковски Р., Овчарова Н. Ю. Комплексный анализ термоупругого и вибрационного состояния монокристаллической лопатки с вихревой системой охлаждения // Механіка та машинобудування. 2017. № 1. С. 22 – 31.

23. Berlizova T. Yu., Vorob'ev Yu. S., Ovcharova N. Yu., Êondkowski R. The Influence of Azimuth Orientation of Crystallographic Axes on Thermoelastic State of a GTE Blade with a Vortex Cooling System // *Strength of Materials*. 2016. Vol. 48. P. 349–356.

24. Берлизова Т. Ю. Термонапряженное состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом азимутальной ориентации кристаллографических осей // *Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков. ИПМаш НАН України*. 2015. С. 1 – 7.

25. Евченко Т. Ю., Овчарова Н. Ю. Особенности термоупругой задачи для охлаждаемой монокристаллической лопатки газотурбинного двигателя // *Сучасні проблеми машинобудування: Тези доповідей. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України*. 2013. С. 1.

26. Берлизова Т. Ю. Термоупругое состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // *Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України*. 2014. С. 3.

27. Берлизова Т. Ю. Температурное и термоупругое состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток ГТД с учетом ориентации кристаллографических осей // *Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України*. 2015. С. 1.

28. Берлизова Т. Ю. Влияние поворота кристаллографических осей на термонапряженное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки // *Сучасні проблеми машинобудування: Тези доп. конф. молодих вчених та спеціалістів. Харків: ИПМаш НАН України*. 2016. С. 8.

29. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю., Жондковски Р., Кулаков П. Н. Проблемы статической и вибрационной прочности лопаток турбомашин при использования новых материалов //

Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: междунар. науч.-техн. конф. Харьков: ИПМаш НАН України. 2017. С. 1 – 2.

30. Берлизова Т. Ю., Воробьев Ю. С., Овчарова Н. Ю. Влияние кристаллографических осей на термонапряженное состояние монокристаллической охлаждаемой лопатки // Актуальні проблеми прикладної механіки та міцності конструкцій: VI міжнар. наук.-техн. конф. Запоріжжя. 2017. №1. С. 57 – 64.

Додаток Б

**Акти впровадження та використання результатів науково-дослідної
роботи з аналізу нестационарного динамічного напруженого стану
елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням
пошкоджень**

ЗАТВЕРДЖУЮ

Заст. директора з наукової роботи
ІПМаш НАН України

д.т.н. А.О. Костіков



ДОВІДКА

про участь провідного інженера Берлізової Тетяни Юріївни у виконанні науково-дослідної роботи Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень», 2011-2015 рр., результати якої були використані на ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О.Г. Івченко

Використання результатів науково дослідної роботи Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень», 2011-2015 рр. на ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О.Г. Івченко буде сприяти забезпеченню динамічної міцності елементів сучасних ГТД (акт про використання результатів НДР від 10.12.2015). Провідний інженер Берлізова Т.Ю. була в числі виконавців цієї роботи, та її участь полягала в аналізі термопружного стану охолоджуваних монокристалічних лопаток з урахуванням впливу орієнтації кристалографічних осей.

Керівник НДР
д.т.н., проф.

Воробйов Ю.С.

Акт

про використання результатів науково-дослідної роботи Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України (ІПМаш НАН України)

«Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з

урахуванням пошкоджень», 2011-2015 рр.

(керівник д.т.н., проф. Воробйов Ю.С.)

При виконанні науково-дослідної роботи ІПМаш НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень» були отримані практичні результати в галузі аналізу термопружного стану охолоджуваних монокристалічних лопаток з урахуванням впливу орієнтації кристалографічних осей, аналізу локалізації вібраційних напружень при коливаннях охолоджуваних та неохолоджуваних монокристалічних лопаток газових турбін з тріщинами та пошкодженнями, розрахунку рівня вібраційних напружень при коливаннях лопаткового апарату багатоступеневого компресора в нестационарному газодинамічному потоці, оцінки динамічної міцності елементів корпусів ГТД при ударних навантаженнях фрагментами лопаткового апарату та сторонніми предметами та виявлення загальних закономірностей динамічного НДС елементів ГТД.

Результати цих досліджень добре відомі, так як вони відображені в багатьох публікаціях та доповідались на міжнародних конференціях за участю провідних спеціалістів ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О.Г. Івченка.

Використання результатів згаданої наукової роботи ІПМаш НАН України в практичній діяльності ДП «Івченко-Прогрес» ім. академіка О.Г. Івченка буде сприяти забезпеченню статичної та динамічної міцності лопаткового апарату та інших елементів сучасних ГТД.

Головний конструктор ДП
«Івченко-Прогрес» ім.
академіка О. Г. Івченка



В. М. Меркулов

Начальник відділу міцності
ДП «Івченко-Прогрес» ім.
академіка О. Г. Івченка, к.т.н.

О. В. Шереметьєв

ЗАТВЕРДЖУЮ
Заст. директора з наукової роботи
ІТМаш НАН України

д.т.н. А.О. Костіков



ДОВІДКА

про участь провідного інженера Берлізової Тетяни Юріївни у виконанні науково-дослідної роботи Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень», 2011-2015 рр., результати якої були впроваджені на ДП НВКГ «Зоря»-«Машпроект».

Результати науково дослідної роботи Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень», 2011-2015 рр. були впроваджені на ДП НВКГ «Зоря»-«Машпроект» (акт впровадження результатів НДР від 23.12.2015). Провідний інженер Берлізова Т.Ю. була в числі виконавців цієї роботи та її участь у впровадженні результатів в виробництво полягала в аналізі термопружного стану монокристалічних лопаток з вихровою системою охолодження з урахуванням впливу орієнтації кристалографічних осей, що сприяло забезпеченню та підвищенню статичної та динамічної міцності охолоджуємих монокристалічних лопаток газових турбін.

Керівник НДР
д.т.н., проф.



Воробйов Ю.С.

ЗАТВЕРДЖУЮ

В.о. заступника генерального директора -
 генерального конструктора
 ДІВК "Зоря" - "Машпроект"
 В.Є. Спіцин
 12 2015р.



АКТ

про впровадження результатів науково-дослідної роботи Інституту проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України (ІПМаш НАН України) «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень», 2011-2015 рр.
 (керівник д.т.н., проф. Воробйов Ю.С.)

Практичними результатами науково-дослідної роботи ІПМаш НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень» є аналіз статичної та динамічної міцності лопаткового апарату ГТД, а саме:

- виявлення особливостей локалізації вібраційних напружень при коливаннях охолоджуємих монокристалічних лопаток газових турбін, вплив тріщин і пошкоджень на вібраційні напруження лопаток, що не охолоджуються;
- аналіз термопружного стану монокристалічних лопаток з вихровою системою охолодження з урахуванням впливу орієнтації кристалографічних осей;
- аналіз рівня вібраційних напружень при коливаннях лопаткового апарату багатоступеневого компресора в нестационарному газодинамічному потоці при номінальних та перехідних режимах роботи;

- оцінка динамічної міцності елементів корпусів ГТД при ударних навантаженнях фрагментами лопаткового апарату та сторонніми предметами.

Фундаментальні дослідження по бюджетній тематиці ППМаш НАН України підтримувались госпдоговорною тематикою з ДП НВКГ «Зоря»-«Машпроект»:

договір №2082/V-27-2013 від 26.02.2013 № ГР 0113U001765 «Аналіз вібраційної напруги в робочих лопатках компресора ГТД ДН80Л з врахуванням їх взаємодії у вінці»

договір № 2083/V-26-2013 від 26.02.2013 № ГР 0113U001766 «Дослідження напружено - деформованого стану робочої охолоджуваної монокристалічної лопатки газової турбіни ГТД ДН80 під дією відцентрових сил і температурних полів».

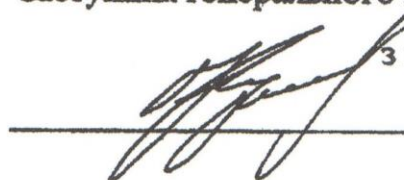
Результати зазначених досліджень доповідались як на міжнародних конференціях в Україні, так і за кордоном, також опубліковані в провідних періодичних виданнях, включаючи закордонні. Доповіді на конференціях та публікації в більшості були виконані в співстворстві науковців ППМаш НАН України з провідними спеціалістами ДП НВКГ «Зоря»-«Машпроект».

Результати досліджень по науково-дослідній роботі ППМаш НАН України «Розробка наукових основ аналізу нестационарного динамічного напруженого стану елементів енергетичного та іншого обладнання з урахуванням пошкоджень» знайшли впровадження в практиці ДП НВКГ «Зоря»-«Машпроект», що сприяло забезпеченню та підвищенню статичної, вібраційної та динамічної міцності охолоджуємих монокристалічних лопаток газових турбін, лопаткового апарату компресорів в газодинамічному потоці та елементів корпусів ГТД.

Заступник генерального конструктора

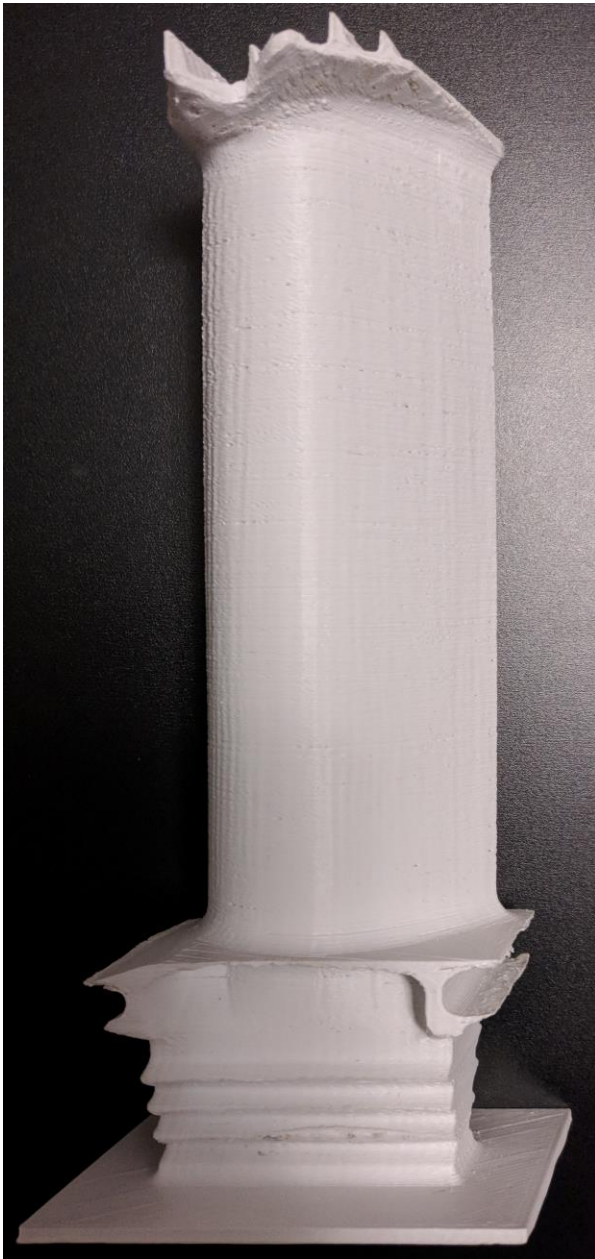
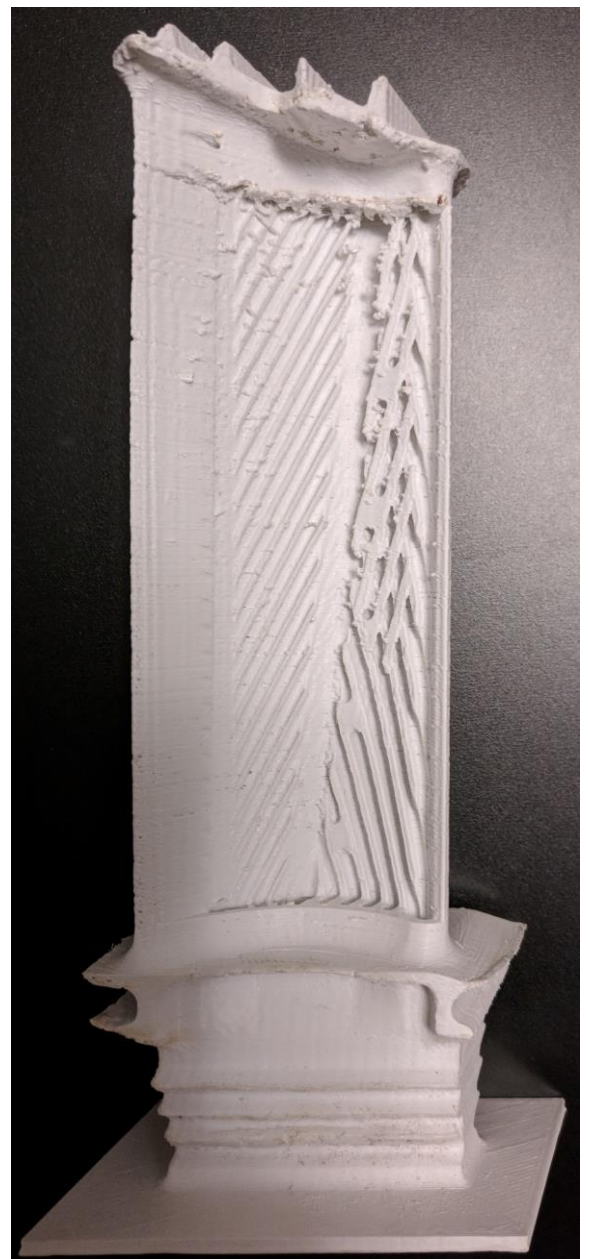
з нової техніки

С.Б. Кулішов



Додаток В

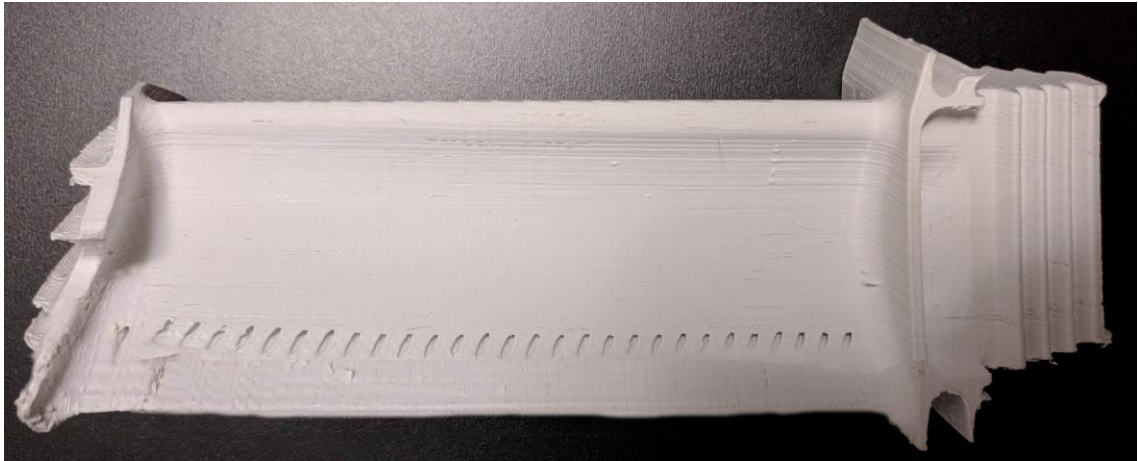
3-D модель монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна

*а)**б)*

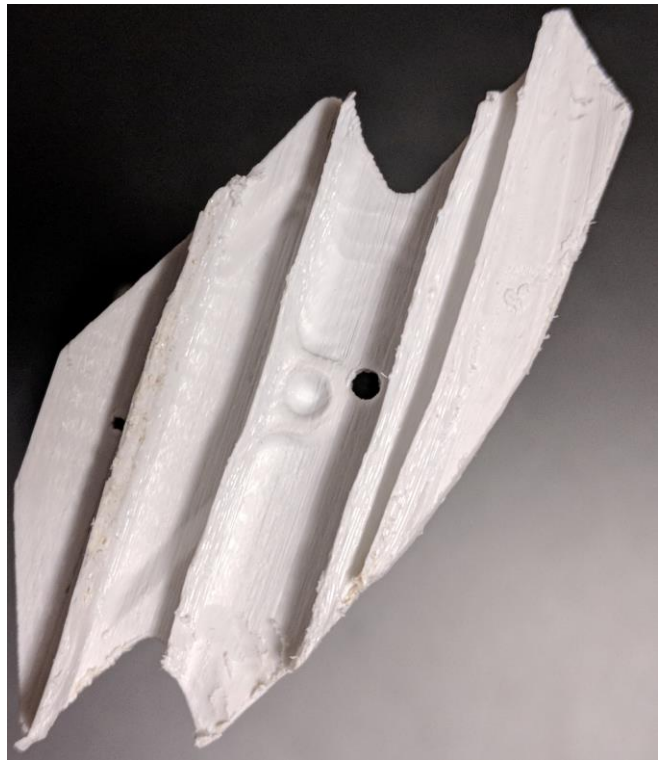
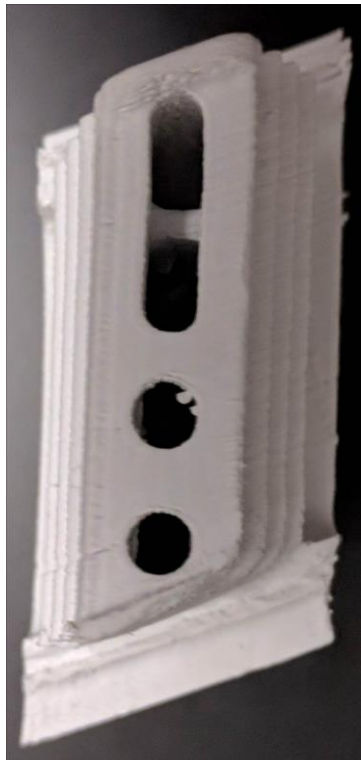
Модель монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна, яку було надруковано на 3-D принтері Anet.A8 з матеріалу ABS:

а) – спинка лопатки;

б) – внутрішні канали для охолоджуючого повітря



a)



б)

Модель монокристалічної лопатки газотурбінного двигуна, яку було надруковано на 3-D принтері Anet.A8 з матеріалу ABS:

a) – модель лопатки з отворами для охолоджуючого повітря;

б) – отвори для входу та виходу охолоджуючого повітря відповідно;