

Экспериментально-расчетное исследование динамической устойчивости изгибно-крутильных колебаний компрессорных лопаток при безотрывном и срывном обтекании. Сообщение 2. Перекрестные аэродинамические характеристики

А. Л. Стельмах^а, А. П. Зиньковский^а, Я. А. Стельмах^б

^а Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

^б Институт электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины, Киев, Украина

Рассматриваются результаты исследования перекрестных аэродинамических характеристик компрессорных лопаток и их динамической устойчивости к изгибно-крутильным колебаниям при безотрывном и срывном обтекании в широком диапазоне изменения сдвига фаз и соотношения амплитуд поступательных и угловых составляющих перемещений, а также угла атаки, приведенной частоты колебаний и геометрии решетки.

Ключевые слова: компрессорная лопатка, профиль, изгибно-крутильные колебания, перекрестные аэродинамические характеристики, динамическая устойчивость.

Введение. Ранее [1] описаны основные положения методики и созданного экспериментального оборудования для определения нестационарных аэродинамических характеристик (НАХ) компрессорных лопаток при безотрывном и срывном обтекании с учетом перекрестных и взаимных аэродинамических связей, базирующиеся на использовании плоской решетки лопаточных профилей. Необходимость в таких исследованиях обусловлена тем, что, как показывает анализ работ [2–4], природа и условия возникновения изгибно-крутильного флаттера лопаточных венцов рабочих колес компрессоров и вентиляторов определяются сдвигом фаз и соотношением амплитуд поступательных и угловых составляющих перемещений лопаток и зависят от приведенной частоты их колебаний (числа Струхала) и угла атаки набегающего потока.

Таким образом, в настоящем сообщении изложены результаты определения перекрестных аэродинамических характеристик (ПАХ) и влияния последних на устойчивость к флаттеру лопаток, совершающих изгибно-крутильные колебания, в условиях отсутствия аэродинамической связности с учетом параметров указанных колебаний и набегающего потока, а также геометрии венца.

Объект и условия экспериментальных исследований. Определение ПАХ осуществлялось с использованием прямой решетки лопаточных профилей, поперечное сечение которой представлено на рис. 1. Значения параметров лопаточных профилей приведены ниже:

Хорда профиля b , мм 39,9
Удлинение профиля $\bar{l} = h/b$ 1,75

Максимальная относительная толщина \bar{c}	0,045
Максимальная относительная кривизна \bar{f}	0,045
Угол изгиба средней линии ε , град	15
Положение максимальной толщины x_c и кривизны x_f относительно передней кромки профиля	0,45b
Угол между хордой и касательной к средней линии в передней кромке профиля	8°30'

Под лопаточным профилем (далее – профиль) понимается незакрученная лопатка высотой h с поперечным сечением, соответствующим выбранному сечению исследуемой рабочей лопатки осевого компрессора или вентилятора. При этом профиль имеет острые переднюю и заднюю кромки, число которых в решетках изменяется от 7 до 11.

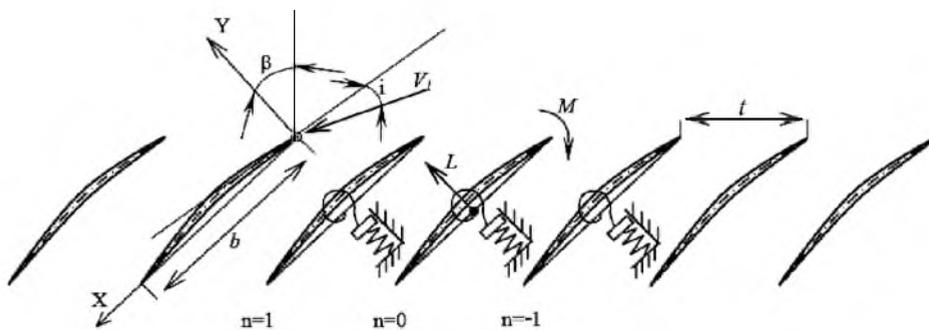


Рис. 1. Модель прямой решетки лопаточных профилей.

Испытания выбранных решеток профилей, для которых число Рейнольдса Re изменялось в диапазоне $(1,2...5) \cdot 10^5$, проводились на экспериментальном стенде [5], который наряду с возможностями, рассмотренными ранее [1], обеспечивает изменение числа Маха M до 0,8. При этом осуществлялось варьирование параметров решетки, условий ее обтекания и характеристик колебаний в диапазоне таких значений: относительный шаг решетки $\bar{t} = 0,7...1,3$; угол выноса решетки $\beta = 30...60^\circ$; угол атаки $i = -10...15^\circ$; приведенная частота колебаний $K = \omega b/V_1 = 0,25...1,25$ (ω – угловая частота, V_1 – скорость потока на входе в решетку); сдвиг фаз между поступательными y и угловыми α перемещениями лопаточного профиля $\theta_{y\alpha} = 0...360^\circ$; отношение амплитуд поступательных и угловых перемещений профиля $y/ab = 0,7...2,0$. Решетки обладали строгой однородностью и отсутствием аэродинамической связанности профилей.

Резонансная частота совместных изгибно-крутильных колебаний упругой системы подвеска–профиль при условии, что центр кручения лопаток находится в середине хорды, составляет 87, 155 и 209 Гц. При этом приведенная частота колебаний профиля может изменяться как за счет скорости потока V_1 , так и жесткости упругих элементов подвески.

Угол атаки измерялся между вектором скорости на входе в решетку и касательной к средней линии в передней кромке профиля (рис. 1).

Перекрестные аэродинамические характеристики лопаточного профиля. Экспериментальную информацию о нестационарных аэродинамических силах L_0 и моментах M_0 , действующих на профиль, которые возникают вследствие угла сдвига фазы между поступательными и угловыми перемещениями при изгибно-крутильных колебаниях и являются комплексными величинами, будем представлять в виде векторных диаграмм, как показано на рис. 2 для исследуемого (исходного, $n = 0$) профиля. На рис. 2 точками обозначены значения силы $\bar{L}_{0y\alpha}$ и момента $\bar{M}_{0y\alpha}$, которые действуют на профиль при его изгибно-крутильных колебаниях в потоке для углов сдвига фаз $\theta_{y\alpha}$, равных 0, 90, 180 и 270°. Векторы силы $\bar{L}_{0y\alpha}$ и момента $\bar{M}_{0y\alpha}$ можно записать в виде следующих векторных сумм:

$$\bar{L}_{0y\alpha} = \bar{L}_{0y} + \bar{L}_{0\alpha}; \tag{1}$$

$$\bar{M}_{0y\alpha} = \bar{M}_{0\alpha} + \bar{M}_{0y}, \tag{2}$$

где \bar{L}_{0y} и $\bar{M}_{0\alpha}$ – векторы силы и момента, обусловленные только поступательными и угловыми перемещениями профиля соответственно; $\bar{L}_{0\alpha}$, \bar{M}_{0y} – векторы силы и момента, возникающие вследствие угловых и поступательных перемещений профиля соответственно и отражающие перекрестную аэродинамическую связь его изгибных и крутильных колебаний.

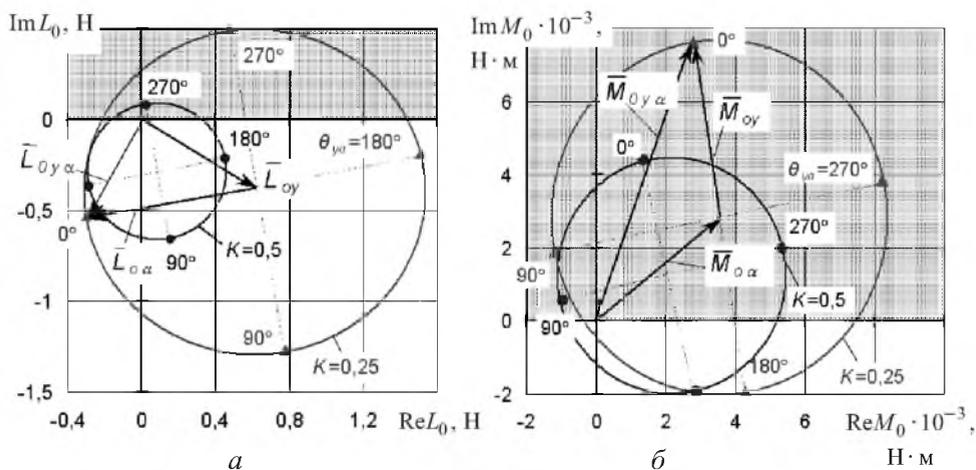


Рис. 2. Значения (▲, ●) и векторные диаграммы аэродинамических сил (а) и моментов (б), действующих на лопаточный профиль, при угле атаки $i = 10^\circ$ и приведенной частоте колебаний $K = 0,25$ (▲) и $0,5$ (●) для различных углов сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$.

Для экспериментального определения составляющих векторных сумм (1) и (2) первоначально возбуждаются изгибные и крутильные колебания исходного профиля, что позволяет измерить нестационарные аэродинамические силу \bar{L}_{0y} и момент $\bar{M}_{0\alpha}$. Затем возбуждаются его изгибно-крутильные колебания с различными фиксированными углами сдвига фаз $\theta_{y\alpha}$ и измеряются нестационарные нагрузки $\bar{L}_{0y\alpha}$ и $\bar{M}_{0y\alpha}$. С использованием полученных данных и соотношений (1) и (2) определяются векторы $\bar{L}_{0\alpha}$ и \bar{M}_{0y} , которые характеризуют перекрестную аэродинамическую связь поступатель-

ных и угловых перемещений рассматриваемого профиля. Отметим, что при проведении этих измерений амплитуды поступательных и угловых перемещений, а также частота колебаний профиля выдерживались постоянными.

Векторное представление нестационарных аэродинамических нагрузок позволяет проводить анализ амплитуд, а также мнимых и действительных их частей. При этом мнимая часть характеризует аэродемпфирование (отрицательное значение) либо аэровозбуждение (положительное значение), а действительная – изменение собственной частоты колебаний лопаточного профиля в потоке.

Результаты определения нестационарных аэродинамических нагрузок, действующих на вибрирующий профиль. Проводились испытания решеток профилей, отличающихся углом выноса β и относительным шагом t , при варьировании углом сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$, приведенной частотой колебаний K и углом атаки i , определяющим условия обтекания. В качестве примера на рис. 2 представлены значения и векторные диаграммы нестационарных аэродинамических сил и моментов, действующих на исходный профиль в решетке с параметрами $\bar{t}=1$ и $\beta=30^\circ$ для двух значений приведенной частоты колебаний K при угле атаки $i=10^\circ$, соответствующем срывному обтеканию профилей.

Как показывает анализ полученных результатов, в диапазоне значений угла атаки $i=-10\dots15^\circ$ при варьировании углом сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$ векторы $\bar{L}_{0y\alpha}$ и $\bar{M}_{0y\alpha}$ описывают окружности с центром в конце векторов силы \bar{L}_{0y} и момента $\bar{M}_{0\alpha}$ и радиусами, равными амплитудам векторов $\bar{L}_{0\alpha}$ и \bar{M}_{0y} соответственно. Таким образом, изменение угла сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$ от 0 до 360° при других неизменных условиях приводит только к вращению векторов, характеризующих силовую и моментную перекрестные аэродинамические связи между поступательными и угловыми перемещениями профиля без изменения их амплитуды относительно векторов силы \bar{L}_{0y} и момента $\bar{M}_{0\alpha}$.

С ростом модуля угла атаки векторные диаграммы смещаются в область положительных значений мнимой части нестационарных аэродинамических нагрузок, т.е. расширяется область аэровозбуждения колебаний и увеличиваются максимальные значения возбуждающих сил и моментов. Повышение же приведенной частоты колебаний приводит к обратному эффекту.

С использованием данных испытаний выбранных решеток профилей получены зависимости амплитуд перекрестных аэродинамических характеристик $|L_{0\alpha}|$ и $|M_{0y}|$, а также углов $\varphi_{L_{0\alpha}}^{\theta_{y\alpha}=0}$ и $\varphi_{M_{0y}}^{\theta_{y\alpha}=0}$ их векторов с обуславливающими перемещениями α и y соответственно при $\theta_{y\alpha}=0$ от угла атаки i (рис. 3). При этом варьировались такие геометрические параметры решетки, как угол выноса и шаг, а также приведенная частота колебаний профиля в диапазоне их изменения, характерном для реальных лопаточных венцов рабочих колес осевых компрессоров и вентиляторов. Примеры указанных зависимостей (рис. 3) позволяют провести анализ влияния на их формирование параметров потока и колебаний, а также геометрических характеристик решетки. Как видно, эти зависимости характеризуются минимумом в диапазоне значений $i=-5\dots0^\circ$. Это может быть обусловлено тем, что при таких углах атаки профилям рассматриваемых решеток соответствует мини-

мальная аэродинамическая нагруженность. При этом положение минимума зависит от приведенной частоты колебаний: чем меньше ее величина, тем значительнее смещение минимума в область больших по модулю отрицательных значений угла атаки.

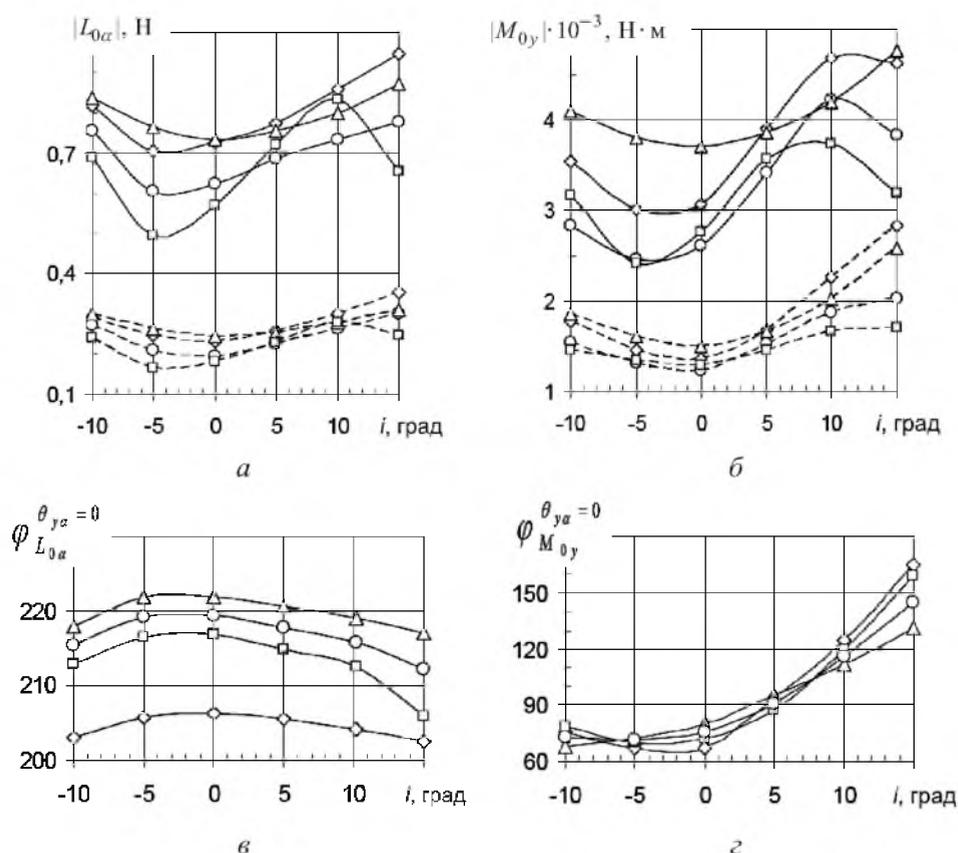


Рис. 3. Зависимости амплитуды силовой $|L_{0\alpha}|$ (а) и моментной $|M_{0y}|$ (б) перекрестных аэродинамических характеристик, а также углов $\varphi_{L_{0\alpha}}^{\theta_{\gamma\alpha}=0}$ (в) и $\varphi_{M_{0y}}^{\theta_{\gamma\alpha}=0}$ (г) их векторов с обуславливающими перемещениями от угла атаки i при приведенной частоте колебаний $K = 0,25$ (сплошные линии) и $0,5$ (штриховые линии) для решеток с различными геометрическими параметрами: $\diamond - \beta = 30^\circ, \bar{t} = 1$; $\triangle - \beta = 45^\circ, \bar{t} = 0,7$; $\circ - \beta = 45^\circ, \bar{t} = 1$; $\square - \beta = 45^\circ, \bar{t} = 1,3$.

С увеличением по модулю значений угла атаки, независимо от приведенной частоты колебаний, происходит повышение амплитуд ПАХ. Исключением является диапазон углов атаки $i \geq 10^\circ$, что соответствует развитому срывному обтеканию лопаток решеток с относительным шагом $\bar{t} > 1$ либо углом выноса $\beta > 45^\circ$, когда наблюдается уменьшение амплитуд указанных характеристик. Аналогичное явление имеет место при снижении приведенной частоты колебаний для заданных условий обтекания решетки.

Одним из определяющих факторов, влияющих на закономерности изменения ПАХ лопаток, является приведенная частота колебаний. На основании проведенных исследований решеток профилей получены зависимости ампли-

туд ПАХ, а также отрицательных значений мнимых частей силы L_{0y} и момента $M_{0\alpha}$ как характеристик аэродемпфирования от приведенной частоты колебаний профиля (рис. 4). Их анализ позволяет сделать следующие выводы.

1. Независимо от геометрических параметров решетки и условий обтекания изменение амплитуд ПАХ от приведенной частоты колебаний профиля можно аппроксимировать линейной зависимостью.

2. Зависимости амплитуды моментной ПАХ от приведенной частоты колебаний профиля для рассмотренных значений параметров решетки и условий ее обтекания располагаются выше таковых для мнимой части момента $M_{0\alpha}$ (рис. 4, б). При этом может иметь место пересечение аналогичных зависимостей для сил (например, для решетки с $\beta = 45^\circ$, $\bar{t} = 1,3$ и $i = 0$ при $K = 0,91$) – рис. 4, а, что свидетельствует о возможности возбуждения автоколебаний лопаток за счет их перекрестных аэродинамических связей.

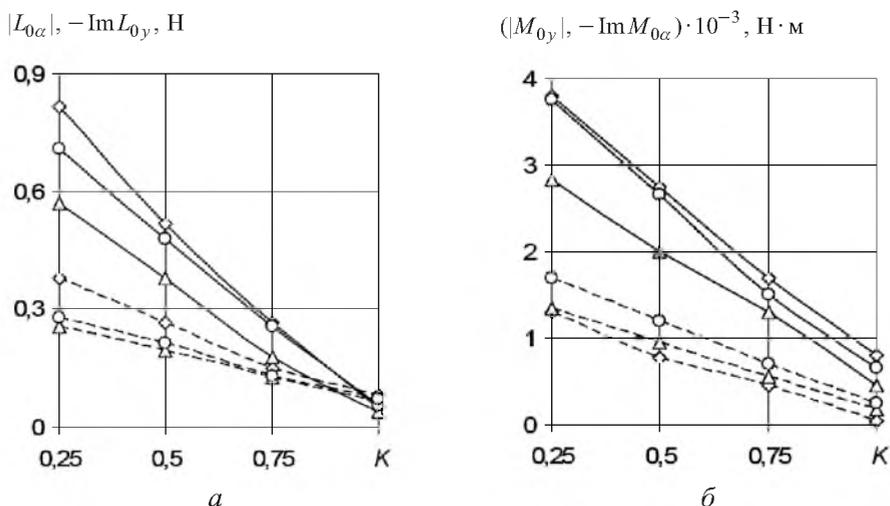


Рис. 4. Зависимости составляющих нестационарных аэродинамических сил (а) и моментов (б) от приведенной частоты колебаний для решеток с различными геометрическими параметрами и условиями обтекания: \diamond – $\beta = 45^\circ$, $\bar{t} = 1,3$, $i = 10^\circ$; \circ – $\beta = 45^\circ$, $\bar{t} = 0,7$, $i = 0$; \triangle – $\beta = 45^\circ$, $\bar{t} = 1,3$, $i = 0$. (Сплошные линии – амплитуды перекрестных аэродинамических нагрузок $|L_{0\alpha}|$ и $|M_{0y}|$, штриховые – отрицательные значения мнимой части силы L_{0y} и момента $M_{0\alpha}$.)

Рассмотрим влияние изменения геометрических параметров решетки на перекрестные аэродинамические связи. Для этого используем как представленные на рис. 3 зависимости изменения амплитуд перекрестных аэродинамических характеристик от угла атаки при варьировании углом выноса β и относительным шагом \bar{t} , так и построенные на их основе диаграммы (рис. 5 и 6). Анализ полученных результатов однозначно показывает, что увеличение угла выноса решетки при неизменном шаге приводит к снижению амплитуд ПАХ во всем выбранном диапазоне значений угла атаки и приведенной частоты колебаний (рис. 5). Однако интенсивность такого снижения зависит от указанных параметров обтекания и колебаний. Чем больше по модулю величина угла атаки и меньше приведенная частота колебаний, тем большее влияние оказывает угол выноса на изменение ПАХ.

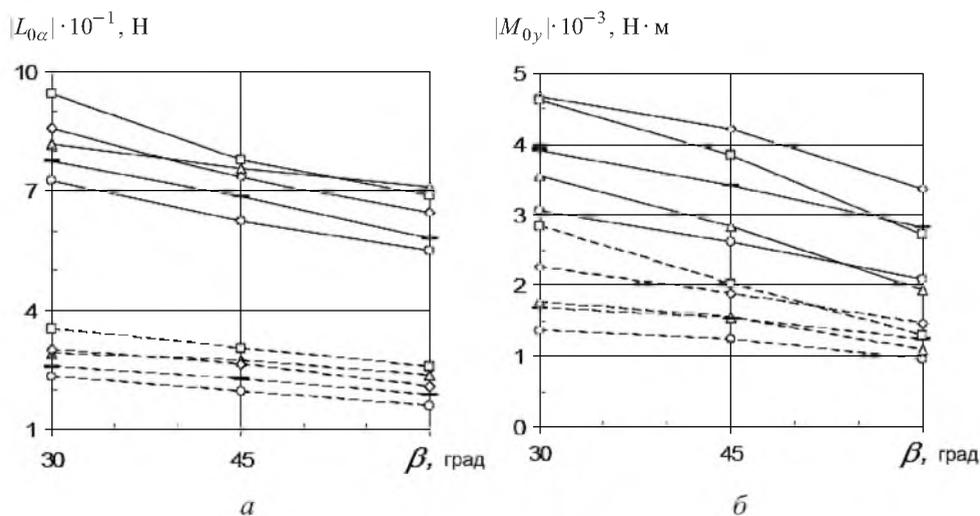


Рис. 5. Диаграммы амплитуд перекрестных аэродинамических характеристик $|L_{0\alpha}|$ (а) и $|M_{0y}|$ (б) для различных значений угла выноса β решетки с относительным шагом $\bar{t} = 1$ при приведенной частоте колебаний $K = 0,25$ (сплошные линии) и $0,5$ (птриховые линии) и варьировании углом атаки $i = -10$ (Δ), 0 (\circ), 5 (\rightarrow), 10 (\diamond), 15° (\square).

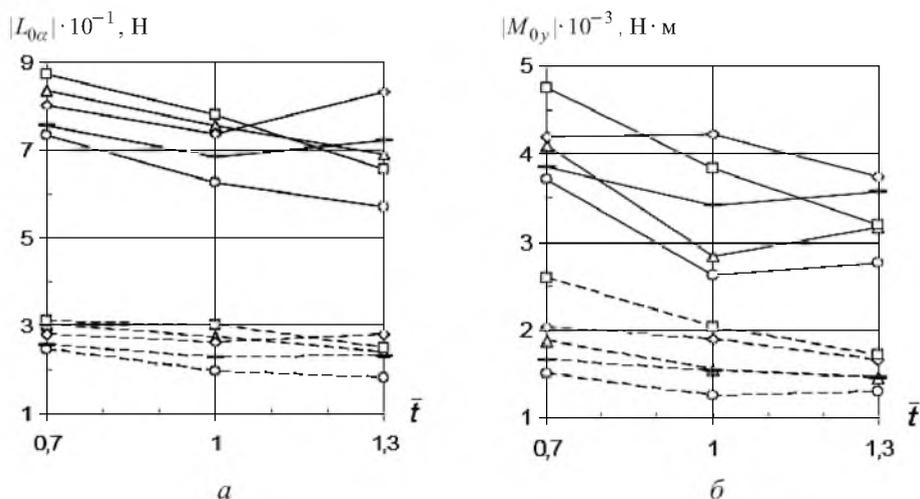


Рис. 6. Диаграммы амплитуд перекрестных аэродинамических характеристик $|L_{0\alpha}|$ (а) и $|M_{0y}|$ (б) для различных значений относительного шага \bar{t} решетки с углом выноса $\beta = 45^\circ$ при приведенной частоте колебаний $K = 0,25$ (сплошные линии) и $0,5$ (штриховые линии) и варьировании углом атаки $i = -10$ (Δ), 0 (\circ), 5 (\rightarrow), 10 (\diamond), 15° (\square).

Несколько иное влияние на формирование зависимостей амплитуд ПАХ от угла атаки и их изменение (рис. 3) оказывает шаг решетки. Проиллюстрируем это на примере результатов, полученных для решетки с углом выноса $\beta = 45^\circ$. Если для решетки с $\bar{t} = 0,7$ при заданных значениях приведенной частоты колебаний наблюдается плавное изменение указанных зависимостей с минимумом при угле атаки $i \approx 0$, то при $\bar{t} = 1,3$ они характеризуются минимумом и максимумом, которые более четко проявляются с уменьшением приведенной частоты колебаний, а их положение зависит от вида ПАХ. Так,

если для приведенной частоты колебаний $K = 0,25$ минимум и максимум амплитуды силовой ПАХ имеют место при углах атаки $i = -5$ и 10° соответственно, то для амплитуды моментной ПАХ – при углах атаки, равных примерно -3 и 8° . Из представленных на рис. 6 диаграмм видно, что если при безотрывном обтекании лопаток ($i = -5 \dots 0^\circ$) увеличение шага решетки приводит в основном к снижению амплитуд рассматриваемых ПАХ, то при срывном ($i \geq 10^\circ$) его влияние зависит от величины угла атаки и приведенной частоты колебаний. В частности, при увеличении относительного шага до единицы отмечается снижение амплитуд ПАХ практически для всех углов атаки и приведенной частоты колебаний. При дальнейшем его возрастании наблюдается как их снижение, так и повышение в зависимости от условий обтекания и частоты колебаний. Такие закономерности изменения амплитуд ПАХ в дальнейшем могут обусловить зарождение срывного флаттера лопаток.

Изменение углов $\varphi_{L_{0\alpha}}^{\theta_{y\alpha}=0}$ и $\varphi_{M_{0y}}^{\theta_{y\alpha}=0}$, характеризующих направление векторов $\bar{L}_{0\alpha}$ и \bar{M}_{0y} относительно вызвавших их перемещений, в зависимости от угла атаки показано на рис. 3, в, г. Видно, что направление векторов зависит от приведенной частоты колебаний и геометрических параметров решетки для каждого из рассматриваемых углов атаки, что подтверждает сформулированные выше выводы.

Известно [6], что нестационарные аэродинамические нагрузки, действующие на объекты в потоке, зависят от амплитуды колебаний. Результаты проведенных испытаний решеток профилей при изгибно-крутильных колебаниях показывают, что в диапазоне углов атаки $i = -10 \dots 15^\circ$ имеет место практически линейная зависимость силовых и моментных ПАХ от амплитуды вызвавших их угловых и поступательных перемещений соответственно. Это подтверждается приведенными в качестве примера на рис. 7 зависимостями изменения амплитуды силовой перекрестной характеристики $|L_{0\alpha}|$ от отношения $\alpha b/y$, которое в данном случае варьировалось путем изменения амплитуды α углового перемещения лопаточного профиля. При этом значения амплитуды силы $|L_{0y}|$ и углов сдвига фаз $\varphi_{L_{0\alpha}}$ и $\varphi_{L_{0y}}$ (при неизменных направлениях соответствующих векторов) постоянны. Это свидетельствует о правомерности использования в качестве характеристик нестационарных аэродинамических нагрузок аэродинамических коэффициентов влияния, формулы для определения которых применительно к одиночной лопатке, совершающей изгибно-крутильные колебания, можно представить в виде

$$l_{0\alpha} = \frac{L_{0\alpha}}{\frac{1}{2} \rho V_1^2 b \alpha h}; \quad m_{0y} = \frac{M_{0y}}{\frac{1}{2} \rho V_1^2 b y h};$$

$$l_{0y} = \frac{L_{0y}}{\frac{1}{2} \rho V_1^2 b \alpha h}; \quad m_{0\alpha} = \frac{M_{0\alpha}}{\frac{1}{2} \rho V_1^2 b y h},$$

где $\rho V_1^2/2$ – динамический напор.

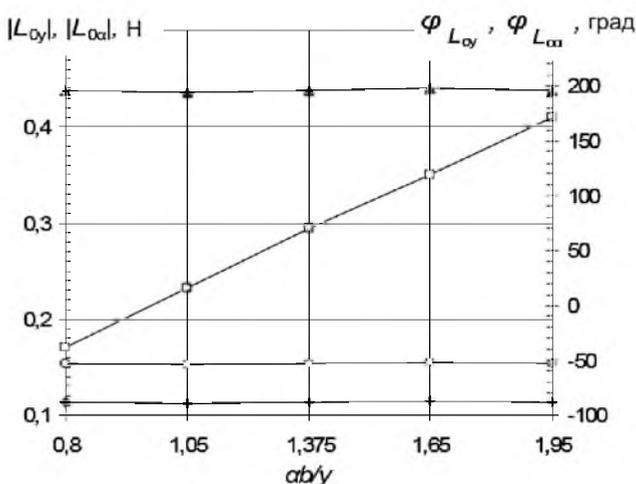


Рис. 7. Зависимости амплитуд сил $|L_{0\alpha}|$ (□) и $|L_{0y}|$ (○), а также углов сдвига фаз $\varphi_{L_{0y}}$ (▲) и $\varphi_{L_{0\alpha}}$ (◆) от отношения амплитуд угловых и поступательных перемещений ab/y .

Влияние ПАХ на аэродинамическую устойчивость лопаток. Анализ векторных силовых и моментных диаграмм во всем исследованном диапазоне геометрических параметров решетки показывает, что перекрестные аэродинамические связи лопаток могут существенно влиять на потерю аэродинамической устойчивости как одиночной лопатки, так и всего лопаточного венца. Для подтверждения этого рассмотрим решение задачи на примере оценки устойчивости надполочного сечения бандажированного лопаточного венца вентиляторной ступени с параметрами $\beta = 46^\circ$ и $\bar{t} = 0,62$ современного газотурбинного двигателя.

Известно [2, 3], что автоколебания вентиляторных и компрессорных ступеней с податливыми дисками и (или) антивибрационными полками реализуются в виде бегущих волн деформации с различным числом узловых диаметров m . Если вблизи пояса связи (обод диска или бандажные полки) сдвиг фазы между изгибными и крутильными колебаниями лопаток венца может составлять $\approx \pi/2$, то в их периферийных сечениях из-за деформации пера и связности через поток возможны его другие значения, а соотношение амплитуд поступательных и угловых перемещений лопаток определяется числом узловых диаметров m . На основании соотношений, приведенных в работе [2], получена формула для определения отношения амплитуд углового и поступательного перемещений лопаточного профиля:

$$\frac{ab}{y} = \frac{2\pi m}{N} \frac{1}{\bar{t} \sin \beta},$$

где N – количество лопаток в венце.

Один из возможных методов прогнозирования устойчивости лопаточных венцов газотурбинных двигателей к дозвуковому (срывному) флаттеру заключается в определении работы нестационарных аэродинамических сил и моментов, совершаемой за один цикл колебаний лопатки [2, 3]. При этом

возникновение автоколебаний венца определяется знаком и величиной коэффициента нестационарной аэродинамической работы C_A :

$$C_A = \text{Im}[l_{0y}\bar{y}_0^2 + m_{0\alpha}\alpha_0^2 + \bar{y}_0\alpha_0(l_{0\alpha}e^{j\theta_{y\alpha}} + m_{0y}\bar{e}^{j\theta_{y\alpha}})],$$

где j – мнимая единица; $\bar{y} = y/b$; l_{0y} , $m_{0\alpha}$, $l_{0\alpha}$, m_{0y} – аэродинамические коэффициенты влияния исходного профиля.

Аэродинамические коэффициенты влияния для расчетов величины C_A исследуемого лопаточного венца получены на основании результатов испытаний выбранных решеток профилей путем их интерполяции и экстраполяции с помощью регрессионных полиномов.

На рис. 8 представлена зависимость коэффициента работы C_A от приведенной частоты колебаний для форм колебаний венца с различным числом узловых диаметров m без учета аэродинамической связности лопаток при угле атаки $i = 15^\circ$. Анализ зависимостей показывает, что их характер монотонно убывающий с увеличением приведенной частоты K независимо от числа узловых диаметров m . Пересечение зависимостей с осью абсцисс определяет критические значения приведенной частоты колебаний K_{cr} лопаточного венца для рассматриваемого числа узловых диаметров. Увеличение числа узловых диаметров приводит к росту коэффициента работы C_A и критических значений приведенной частоты колебаний K_{cr} .

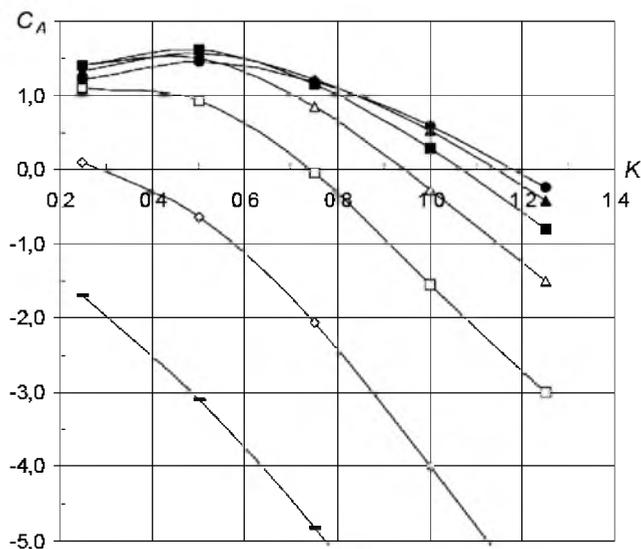


Рис. 8. Изменение коэффициента нестационарной аэродинамической работы C_A в зависимости от приведенной частоты K для форм колебаний венца с числом узловых диаметров $m = 0$ (—), 1 (◇), 2 (□), 3 (△), 4 (■), 5 (▲), 6 (●).

Зависимость критических значений приведенной частоты колебаний K_{cr} от угла атаки i и угла сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$ между поступательными и угловыми перемещениями лопаток для исследуемых форм колебаний венца с различным числом узловых диаметров m показана на рис. 9. Видно, что независимо от числа узловых диаметров в диапазоне значений угла атаки $i = -10 \dots 0^\circ$ наблю-

дается уменьшение значений K_{cr} , в то время как при углах атаки $i > 0$ они практически постоянны для $m = 2 \dots 3$ и снижаются для $m = 4 \dots 6$ и углов атаки $i > 5^\circ$ (рис. 9,а).

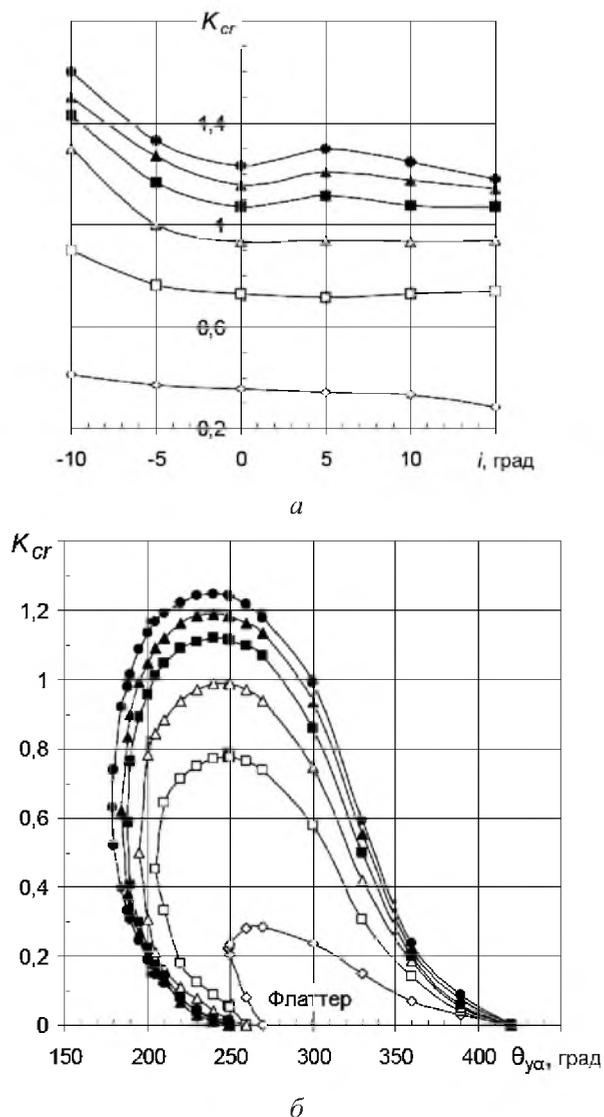


Рис. 9. Изменение критических значений приведенной частоты колебаний K_{cr} в зависимости от угла атаки i (а) и угла сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$ между поступательными и угловыми перемещениями лопаток при $i = 15^\circ$ (б) для различных форм колебаний венца с числом узловых диаметров $m = 1$ (\diamond), 2 (\square), 3 (\triangle), 4 (\blacksquare), 5 (\blacktriangle), 6 (\bullet).

Относительно влияния угла сдвига фазы $\theta_{y\alpha}$ между поступательными и угловыми перемещениями лопатки на динамическую устойчивость венца можно заключить, что с увеличением числа узловых диаметров m область возможного существования флаттера расширяется (рис. 9,б). При этом максимальные значения K_{cr} увеличиваются, а значения угла $\theta_{y\alpha}$, соответствующие максимуму K_{cr} , зависят от числа m и находятся в диапазоне $230 \dots 280^\circ$.

Выводы

1. Установлены закономерности влияния на перекрестные аэродинамические характеристики лопаток, совершающих изгибно-крутильные колебания, геометрических параметров (угол выноса и относительный шаг) решетки, условий ее обтекания (угол атаки) и характеристик колебаний (угол сдвига фазы между поступательными и угловыми перемещениями и приведенная частота).

2. Рассмотрен пример оценки аэродинамической устойчивости надплочного сечения бандажированного лопаточного венца вентиляторной ступени современного газотурбинного двигателя с учетом перекрестных аэродинамических характеристик лопаток в зависимости от сдвига фаз и соотношения амплитуд поступательных и угловых перемещений.

Резюме

Розглядаються результати дослідження перехресних аеродинамічних характеристик компресорних лопаток і їх динамічної стійкості до згинно-крутильних коливань при безвідривному та зривному обтіканні в широкому діапазоні зміни зсуву фаз і співвідношення амплітуд поступальних і кутових складових переміщень, а також кута атаки, приведеної частоти коливань та геометрії решітки.

1. *Стельмах А. Л., Лен А. Д., Зиньковский А. П.* Экспериментально-расчетное исследование динамической устойчивости изгибно-крутильных колебаний компрессорных лопаток при безотрывном и срывном обтекании. Сообщ. 1. Методика и средства определения нестационарных аэродинамических характеристик // Пробл. прочности. – 2007. – № 2. – С. 129 – 142.
2. *Карта Ф.* Флаттерная неустойчивость системы лопатки–диск–бандаж в роторах турбореактивных двигателей // Энергет. машины и установки. – 1967. – № 3. – С. 129 – 141.
3. *Бендиксен О., Фридман П.* Связанный изгибно-крутильный флаттер в решетках // Ракет. техника и космонавтика. – 1980. – № 4. – С. 84 – 94.
4. *Бендиксен О., Фридман П.* Влияние изгибно-крутильного взаимодействия на флаттер лопаток вентиляторов и компрессоров // Энергет. машины и установки. – 1982. – № 3. – С. 58 – 65.
5. *Стельмах А. Л., Лен А. Д., Ивашкевич О. В., Каминер А. А.* Экспериментальный стенд для исследования нестационарных явлений в аэродинамических решетках турбомашин // Пробл. прочности. – 1983. – № 1. – С. 116 – 122.
6. *Фын Я. Ц.* Введение в теорию аэроупругости. – М.: Гос. изд-во физ.-мат. лит., 1959. – 523 с.

Поступила 11. 03. 2008