

УДК 621.452-226:620.191

КОМПЛЕКСНАЯ ФРАКТОДИАГНОСТИКА ФЛАТТЕРА РАБОЧЕГО КОЛЕСА ВЕНТИЛЯТОРА

© 2011 В. М. Сачин, Н. В. Туманов, М. А. Лаврентьева, С. А. Черкасова

Центральный институт авиационного моторостроения (ЦИАМ), г. Москва

Изложены методы комплексной диагностики флаттера рабочих колес (РК) компрессоров, включающие анализ виброакустических процессов в окрестности РК, моделирование напряженного состояния РК (неповрежденного и с трещиной) и электронно-микроскопические фрактографические исследования. Проведено исследование разрушения вентилятора в процессе испытаний, установлены причина и кинетика разрушения.

Флаттер, диагностика, усталостные трещины, электронная фрактография, конечно-элементное моделирование трещин.

Флаттер (динамическая аэроупругая неустойчивость) является наиболее опасным типом аэроупругих колебаний рабочих колес (РК) компрессоров авиадвигателей. Возникновение флаттера на рабочих режимах должно быть исключено в процессе проектирования и доводки РК. Это обуславливает актуальность проблемы обнаружения флаттера при испытаниях опытных РК – как на безопасном уровне вибронпряжений, так и при разрушении РК. В последнем случае вибронпряжения достигают такой величины, что расположенные на РК тензодатчики выходят из строя и для диагностики разрушения (фрактодиагностики) необходим комплексный анализ: 1) записей виброакустических процессов в окрестности РК (с использованием методов бесконтактной виброакустической диагностики флаттера (БВАДФ)); 2) микрорельефа поверхности разрушения (фрактографический анализ); 3) результатов расчётного моделирования напряженно-деформированного состояния (НДС) РК, включающий локальный анализ НДС в зоне распространения трещины с вычислением значений коэффициента интенсивности напряжений (КИН).

Используемые в настоящей работе методы БВАДФ базируются на закономерностях флаттера РК как волнового процесса [1-7]. В системе координат, связанной с РК, флаттер поворотно-симметричного РК при связанных колебаниях по форме с m узловыми диаметрами и круговой частотой ω_m происходит, как правило, в виде волны перемещений лопаток, бегущей в направлении вра-

щения колеса с угловой скоростью ω_m/m . Это приводит к возмущению окружного распределения статического давления потока вблизи РК в виде волны давления, которая воздействует на элементы статора (корпус компрессора, лопатки направляющих аппаратов), вызывая соответствующие волны перемещений и деформаций. В неподвижной системе координат угловая скорость указанных волн превышает угловую скорость флаттерной волны ω_m/m в рабочем колесе на величину его угловой скорости ω_p . Поскольку число m пространственных периодов волн не изменяется при переходе от связанной с РК системы координат к неподвижной, частота генерируемых флаттером диагностических сигналов (ДС), фиксируемая установленными на статоре датчиками (пульсаций давления, вибраций или вибродеформаций корпуса и т.д.), $\omega_{*m} = m(\omega_m/m + \omega_p) = \omega_m + m\omega_p$.

При отклонении РК от поворотной симметрии флаттер с частотой ω_f описывается не одной вперед бегущей волной, а суперпозицией вперед и назад бегущих волн. В этом случае наряду с основным ДС на частоте ω_{*m} , которая соответствует числу диаметров m превалирующей вперед бегущей волны, статорные датчики фиксируют также побочные ДС на частотах, отстоящих от ω_{*m} на величину, кратную ω_p .

Помимо диагностирования флаттера методы БВАДФ позволяют определять амплитуду вибронпряжений σ_v в РК при флаттере на основании измерения амплитуды ДС (например, пульсаций давления) p_v и использования предварительно определенного ко-

эффицента диагностической чувствительности $\rho = \sigma_v / p_v$.

Целью фрактографического анализа является определение очага, характера и продолжительности разрушения на основании исследования микрорельефа поверхности излома (фракторельефа), а также оценка уровня вибронпряжений при зарождении трещины. Вибронпряжения при флаттере бывают настолько велики, что уже вблизи очага разрушения реализуется вторая стадия развития трещины, связанная с действием на её фронте механизма периодического расслаивания-разрыва [8]. Последний формирует фракторельеф в виде усталостных бороздок, шаг которых (расстояние между бороздками) S , характеризует подрастание трещины в цикле нагружения (т.е. скорость роста трещины усталости (СРТУ)) и связан с размахом в этом цикле коэффициента интенсивности напряжений ΔK соотношением

$$S = A(\Delta K / E)^2, \quad (1)$$

где E – модуль Юнга; A – коэффициент, зависящий от периода возрастания нагрузки Δt в цикле нагружения (для трещин малоцикло-вой усталости в дисках авиадвигателей $\Delta t \sim 10c$ и $A \sim 10$ [8]); при гармонических (и близких к ним) колебаниях $\Delta t = 1/2f$, где f – частота колебаний (или центральная частота квазигармонического процесса). С учётом того, что

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi l} \quad (2)$$

(Y – параметр, зависящий от конфигурации детали и трещины, а также от характера нагружения, $\Delta \sigma$ – размах напряжений в зоне развития трещины), из (1) и (2) получим соотношение

$$\Delta \sigma = \frac{E}{Y} \sqrt{\frac{S}{A \pi l}}, \quad (3)$$

с помощью которого по измеренным значениям S и l при известной величине Y можно вычислить $\Delta \sigma$.

Поскольку параметр Y для трещин в лопатках и дисках, как правило, неизвестен, реализация изложенного метода при анализе усталостных трещин в этих деталях требует численного моделирования НДС. При этом величина $\Delta \sigma$ может быть определена в соответствии со следующей процедурой:

1) на основании фрактографического анализа определяется очаг разрушения трещины и измеряется величина S в точке, близкой к очагу, после чего реконструируется проходящий через эту точку фронт трещины;

2) проводится конечно-элементное моделирование НДС лопатки без трещины при колебаниях по различным собственным формам и устанавливается форма, при которой вибронпряжения достигают максимума в области очага разрушения лопатки;

3) из уравнения (1) вычисляется значение ΔK в области измерения шага бороздок (при $\Delta t = 1/2f_j$, где f_j – частота колебаний по установленной в п.2 форме);

4) проводится конечно-элементное моделирование НДС лопатки с трещиной (конфигурация которой определена в п.1) при колебаниях по установленной в п.2 форме, находится амплитуда колебаний, обеспечивающая вычисленное в п.3 значение ΔK , а затем в лопатке без трещины при этой амплитуде колебаний по указанной форме определяется максимальная амплитуда вибронпряжений.

Изложенный комплекс методов (БВАДФ, электронно-микроскопический фрактографический анализ, расчётное моделирование НДС) был применён при фрактодиагностике трехступенчатого вентилятора с широкохордными лопатками типа «блиск» из титанового сплава ВТ-8. Разрушение вентилятора произошло в процессе стендовых испытаний: разрушились две лопатки РК 1-й ступени (одна из них – лопатка №1 – показана на рис. 1,а), все остальные были повреждены, на большинстве лопаток имелись трещины у входной кромки; рабочие лопатки 2-й и 3-й ступеней выгорели при титановом пожаре (рис. 1,б).

Наиболее протяженные трещины в лопатках РК 1-й ступени имели одинаковую конфигурацию, аналогичную конфигурации поверхности усталостного разрушения оборвавшихся лопаток, и располагались на расстоянии 100÷130мм от торца лопатки (см. рис. 1,а). Электронно-микроскопический анализ изломов разрушенных лопаток и изломов по наиболее протяженным трещинам показал, что очаги развития трещин находятся у входной кромки со стороны спинки.



Рис.1. Фрагмент разрушенного ПК 1-й ступени вентилятора (а), рабочие лопатки 2-й и 3-й ступеней (б)

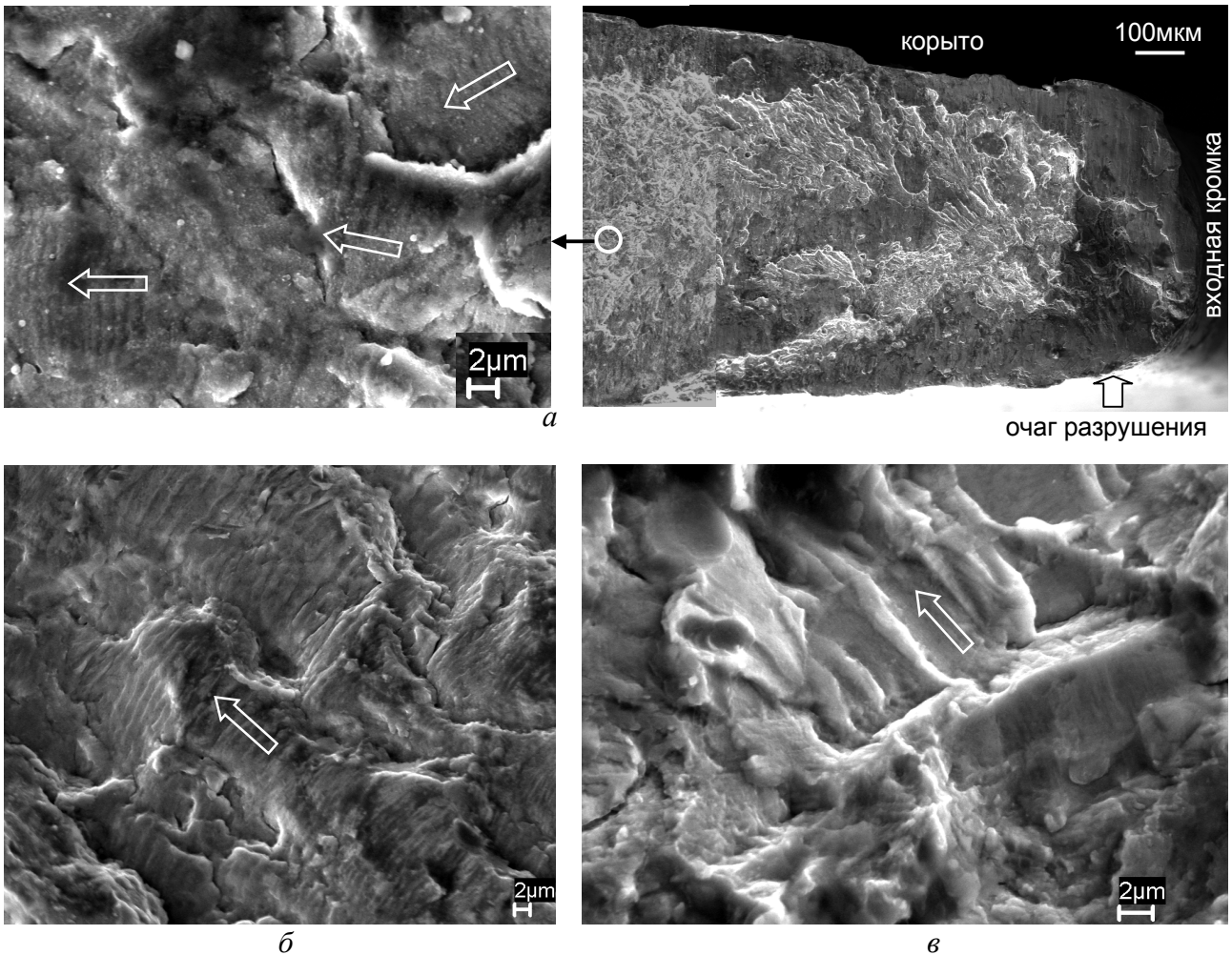


Рис.2. Микрофотографии различных участков излома по трещине в лопатке №2: а – усталостные бороздки с шагом $S \approx 1 \mu\text{м}$ на расстоянии от очага $\approx 1 \text{мм}$ (расстояние от входной кромки $l = 1.2 \text{мм}$); б – $S = 0.9 \div 1.7 \mu\text{м}$ при $l = 7 \text{мм}$; в – микросколы в конце усталостной зоны ($l = 45.5 \text{мм}$)

Вблизи очагов выявляются усталостные бороздки, средний шаг которых на расстоянии $\approx 1 \text{ мм}$ от очага составляет $1 \mu\text{м}$ (рис. 2,а), что свидетельствует о чрезвычай-

но высоком уровне вибронпряжений при зарождении трещин. До длины трещин $l \approx 20 \div 25 \text{мм}$ (l – расстояние от входной кромки до исследованного участка излома) изло-

мы имеют однородный бороздчатый микро-рельеф; при этом шаг бороздок S изменяется в диапазоне $0.5 \div 3$ мкм при среднем значении $S \approx 1.5$ мкм (рис. 2,б). Начиная с $l \approx 20 \div 25$ мм преимущественным фрактурельефом становятся микросколы (рис. 2,в), т.е. трещина в основном переходит к первой стадии своего развития, на которой СРТУ меньше 0.1 мкм/цикл. Многочисленные мезолинии на поверхности изломов на этой стадии, характеризующие локальное положение фронта трещины, соответствуют многократным изменениям НДС в процессе распространения трещины. Как следует из (3), отношение размахов напряжений в зоне распространения двух однотипных трещин (с близкими значениями параметра Y) длиной l_1 и l_2

$$\frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\sigma_2} \approx \sqrt{\frac{S_1 l_2}{S_2 l_1}}, \quad (4)$$

где S_1 и S_2 – значения шага бороздок, соответствующие длине трещины l_1 и l_2 . Тогда усталостные бороздки с шагом $S_1=1$ мкм вблизи очага при $l_1=1.2$ мм и хрупкий микро-рельеф (т.е. СРТУ меньше минимального шага бороздок $S_2=0.1$ мкм) при $l_2 \approx 45.5$ мм (см. рис. 2,а,в) означают в соответствии с (4), что вибронпряжения в конце развития краевой усталостной трещины в лопатке №2 уменьшились более чем в 20 раз по сравнению с тем уровнем, который был в начале развития трещины.

Таким образом, результаты фрактографического анализа указывали на то, что колебания, послужившие причиной зарождения трещин, происходили по форме, при которой максимум вибронпряжений располагается у входной кромки на расстоянии $100 \div 130$ мм от торца лопатки, и были чрезвычайно интенсивными, кратковременными (так как не довели до разрушения лопаток), а режим, на котором реализовались эти колебания, был отделен от аварийного режима длительным периодом, в течение которого интенсивные колебания лопаток отсутствовали.

Форма колебаний, которые привели к развитию трещин, была определена на основании сравнения результатов расчетного моделирования НДС лопатки и фрактографического анализа. Как видно на рис. 3, при колебаниях по первой крутильной форме область

максимальных амплитуд напряжений находится на входной кромке на расстоянии $100 \div 130$ мм от торца лопатки, т.е. в зоне очагов разрушения. Частота колебаний $f \approx 530$ Гц. При такой частоте: 1) период возрастания нагрузки в цикле нагружения $\Delta t \approx 10^{-3}$ с и $A \approx 2$, откуда по формуле (1) при $E=118$ ГПа получим значение $\Delta K=83$ МПа·м^{1/2} в месте измерения шага бороздок $S=1$ мкм (точка Б на рис. 4,а); 2) период роста трещины при интенсивных колебаниях (до длины $l \approx 20 \div 25$ мм со средним шагом бороздок $S \approx 1.5$ мкм) $t=l/Sf=25 \div 31$ с.

Для оценки уровня вибронпряжений при зарождении трещины было проведено моделирование НДС лопатки с трещиной длиной $l=1.2$ мм (для которой измерялся шаг бороздок $S=1$ мкм и вычислялось значение $\Delta K_y=83$ МПа·м^{1/2}) при колебаниях по первой крутильной форме с амплитудой, обеспечивающей вычисленное значение размаха КИН в точке Б (см. рис. 4,а). Затем при этой амплитуде колебаний лопатки без трещины была определена амплитуда вибронпряжений в области очага разрушения $\sigma_{vmax}=917$ МПа (рис. 4,б).

Несмотря на то, что трещина развивалась при крутильных колебаниях, компонента КИН нормального отрыва ($\Delta K_y=83$ МПа·м^{1/2}) в точке Б на порядок превышает компоненты КИН, связанные с поперечными и продольными сдвигами – $\Delta K_x=11$ МПа·м^{1/2} и $\Delta K_z=7$ МПа·м^{1/2} соответственно (см. рис. 4,б).

Поскольку фрактографический анализ показал, что непосредственно перед аварией уровень вибронпряжений был незначительным, был проведен расчет КИН на аварийном режиме при действии центробежных сил и постоянных газовых нагрузок. Конфигурация расчетной трещины соответствовала усталостной трещине в разрушенной лопатке №1 (см. рис. 1,а). Расчет КИН проводился в точке пересечения фронта трещины с поверхностью спинки (рис. 4,в). Значения КИН K_y , K_x и K_z составили 88, 14 и 7 МПа·√м соответственно, т.е. величина K_y на аварийном режиме достигла критического значения $K_{IC}=88$ МПа·√м для сплава ВТ-8 [9], что и привело к обрыву лопаток.

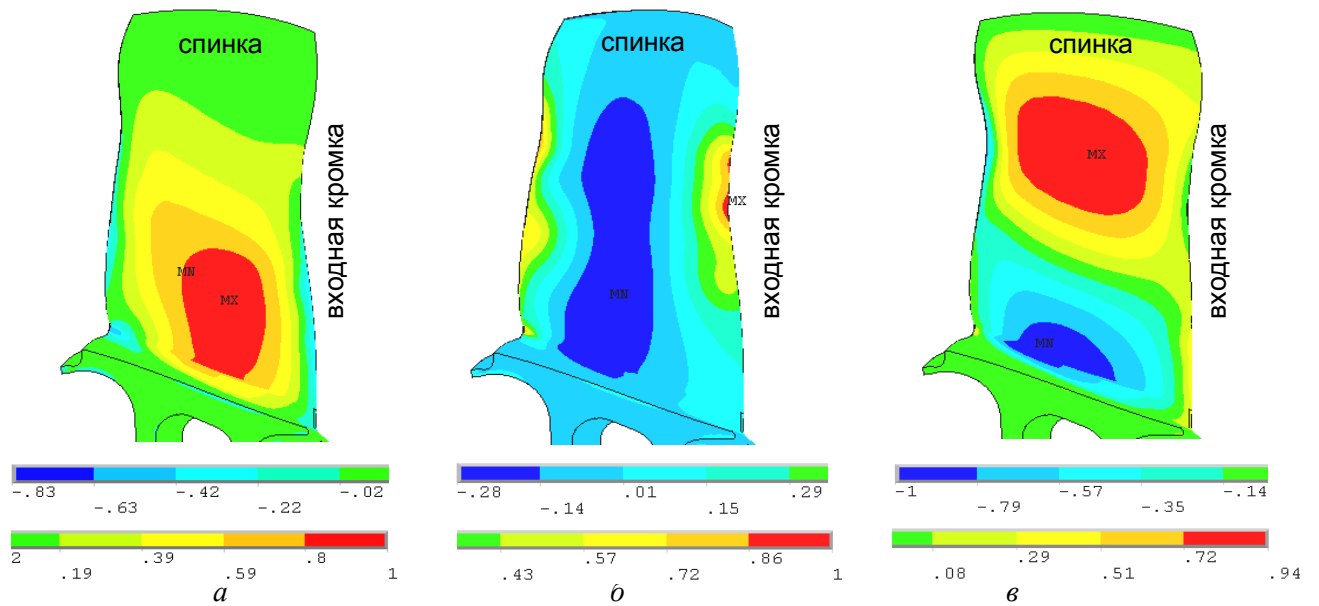


Рис.3. Распределение относительных нормальных напряжений при колебаниях рабочей лопатки 1-й ступени вентилятора по первой изгибной (а), первой крутильной (б) и второй изгибной (в) формам

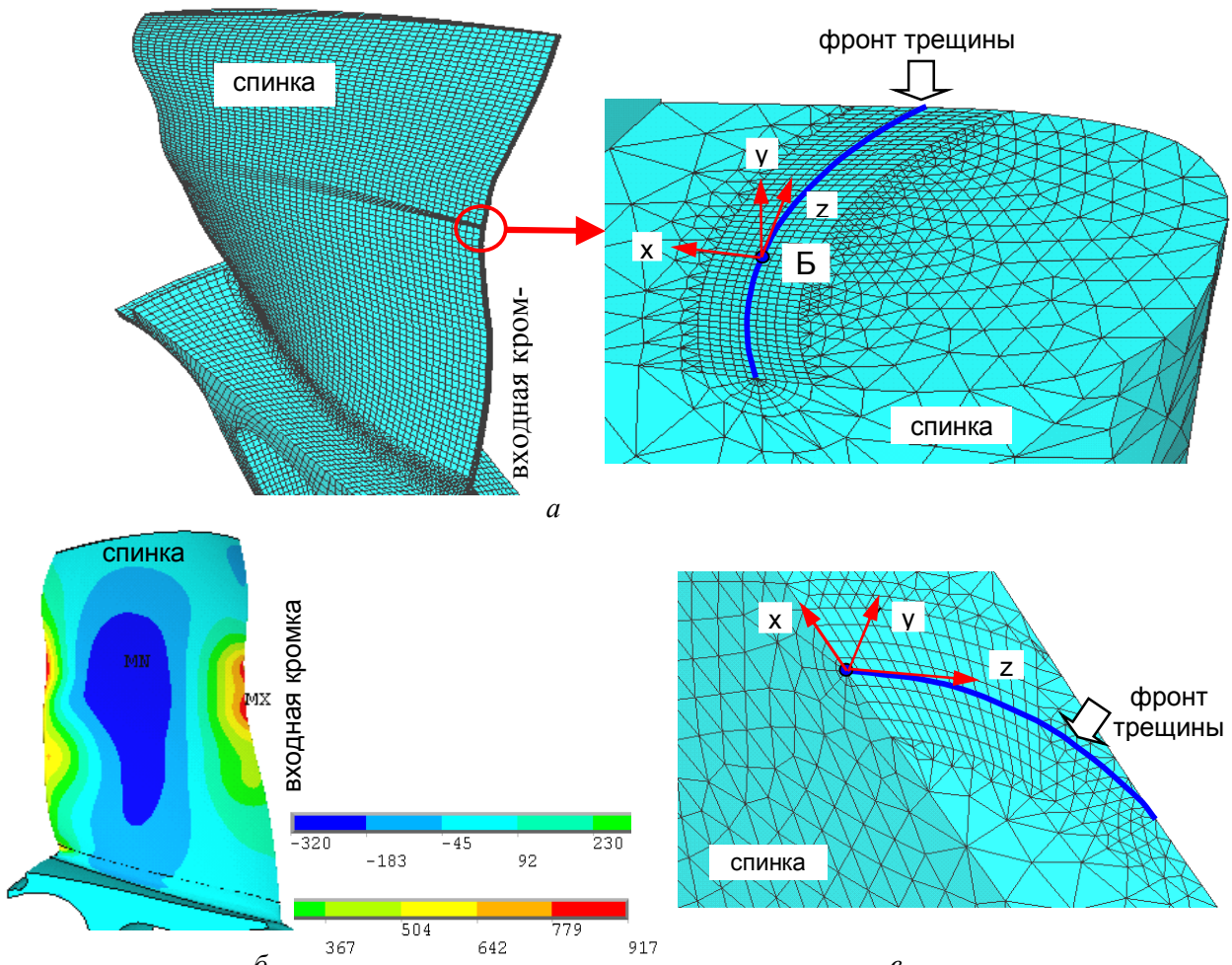


Рис.4. Конечно-элементная модель рабочей лопатки 1-й ступени вентилятора с трещиной 1.2мм (а) и реконструированное распределение вибронпряжений [МПа] при зарождении трещины (б), фрагмент конечно-элементной модели лопатки с трещиной длиной 45.5мм (в)

В соответствии с результатами расчётно-фрактографического анализа кинетика разрушения рабочих лопаток 1-й ступени вентилятора была реконструирована следующим образом:

1. Зарождение усталостных трещин и их развитие до длины $l \approx 20 \div 25$ мм происходило при чрезвычайно интенсивных колебаниях по первой крутильной форме, продолжавшихся около 30 с; амплитуда вибронапряжений при зарождении трещин достигала ≈ 900 МПа.

2. В дальнейшем трещины развивались прерывисто, со значительно меньшей скоростью при существенно меньших амплитудах колебаний лопаток.

3. Лопатки оборвались от действия центробежных сил и постоянных газовых нагрузок при достижении усталостными трещинами критической длины, при которой значения КИН на их фронте достигли величины K_{IC} .

После того, как выяснилось, что причиной аварии явились интенсивные колебания лопаток на режиме, отделённом от аварийного режима длительным периодом времени, необходимо было выяснить природу этих колебаний. В ходе анализа записей виброакустических процессов в окрестности РК вентилятора при испытаниях с повышенными значениями температуры и давления потока на входе в вентилятор (между этими испытаниями и аварийным запуском с атмосферными условиями на входе проводились еще два испытания при атмосферных условиях), были обнаружены ДС, свидетельствующие о флаттере рабочих лопаток 1-й ступени вентилятора. К этому времени все тензодатчики на рабочих лопатках 1-й ступени вышли из строя и обнаружить флаттер, определить форму и частоту колебаний, а также уровень вибронапряжений можно было только с использованием методов бесконтактной диагностики. Наиболее интенсивный флаттер реализовался в течение ≈ 30 с на переходном режиме (между двумя контрольными точками) последовательно по двум формам колебаний РК из семейства первых крутильных форм – сначала с превалирующим числом диаметров $m=3$ (рис. 5), а затем $m=4$ (рис. 6).

В первом случае в спектрах пульсаций статического давления над РК (рис. 5,а) и вибраций корпуса вентилятора (рис. 5,б) до-

минируют диагностические компоненты с частотой 963 Гц (кратность $K=6.7$ по отношению к частоте вращения ротора вентилятора $f_p=144$ Гц), превышающей частоту колебаний лопатки $f=531$ Гц на $3f_p$, что соответствует флаттеру с превалирующим числом диаметров $m=3$. Кроме того, в спектрах имеются менее интенсивные компоненты кратностью 3.7, 4.7, 5.7, 7.7, 8.7 и 9.7, отвечающие побочным ДС, частота которых отличается от частоты основного ДС на величину, кратную f_p . Эти компоненты обусловлены динамической неоднородностью (отклонением от поворотной симметрии) РК в процессе интенсивных колебаний. В окрестности основной диагностической частоты имеется площадка близких значений сдвигов фаз $\Delta\varphi=\varphi_1-\varphi_2 \approx -42^\circ$ между пульсациями давления, измеренными двумя датчиками над РК – № 1 и 2 (рис. 5,в). Датчики были установлены в сходственных точках корпуса вентилятора под углом $\alpha=15^\circ$ друг к другу таким образом, что ротор вращался в направлении от датчика №2 к датчику №1. Тогда отрицательное значение сдвига фаз свидетельствует о наличии вперед бегущей (в направлении вращения колеса) волны давления. При этом величина $|\Delta\varphi|$ близка к значению сдвига фаз $\alpha \cdot m=45^\circ$ для гармонической вперед бегущей волны, которая генерируется при флаттере поворотносимметричного РК. На рис. 5,г приведена осциллограмма пульсаций давления в окрестности основной диагностической частоты. Как видно, наиболее интенсивный ДС наблюдается в течение 17 с в диапазоне 2503÷2520 с. Для оценки амплитуды напряжений в рабочей лопатке в месте зарождения трещин использовался коэффициент диагностической чувствительности $\rho=\sigma_v/p_v=6 \cdot 10^4$, определённый при анализе записей пульсаций давления над РК и вибронапряжений в рабочей лопатке при флаттере по той же форме, но со значительно меньшим уровнем вибронапряжений в лопатке (флаттер реализовался на одном из предыдущих испытаний при атмосферных условиях [10]). Тогда амплитуде ДС $p_v \approx 12 \div 15$ КПа на рассматриваемом режиме (см. рис. 5,г) соответствует амплитуда вибронапряжений в лопатке в области зарождения трещины $\sigma_v \approx 700 \div 900$ МПа.

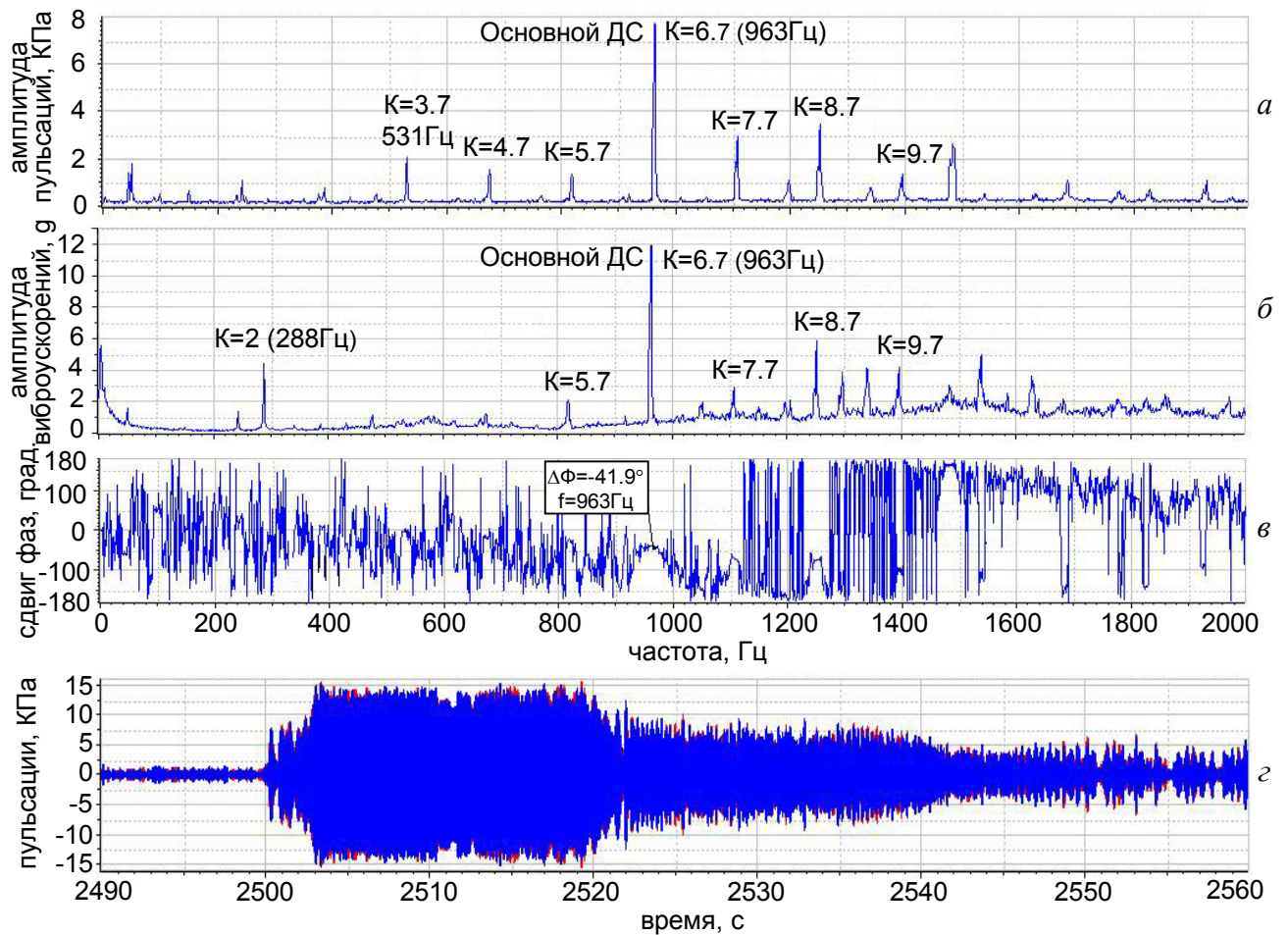


Рис. 5. Интенсивный флаттер РК 1-й ступени вентилятора с превалирующим числом диаметров $t=3$: спектрограммы пульсаций статического давления над РК (а) и вибраций корпуса вентилятора (б), сдвиги фаз между пульсациями над РК по датчикам № 1 и 2 (в), осциллограмма пульсаций в окрестности диагностической частоты (г)

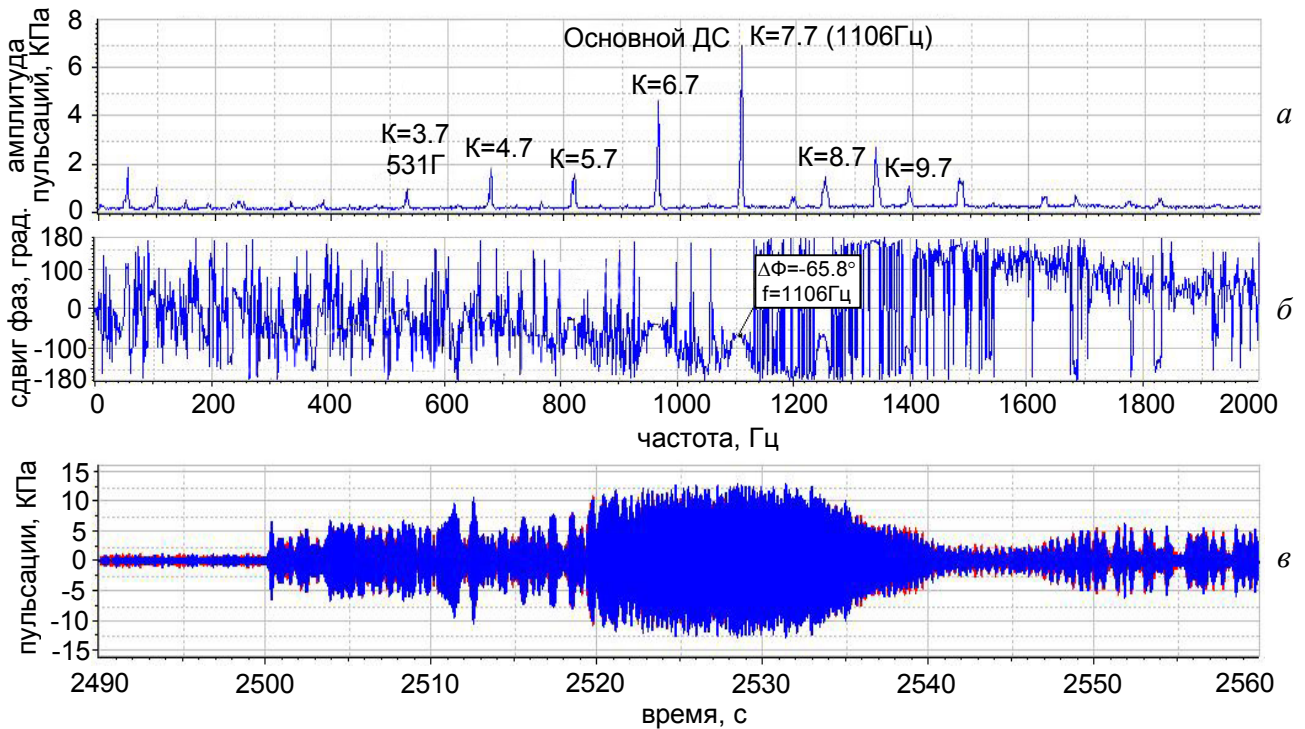


Рис. 6. Интенсивный флаттер РК 1-й ступени вентилятора с превалирующим числом диаметров $t=4$: спектрограмма пульсаций статического давления над РК (а), сдвиги фаз между пульсациями над РК по датчикам № 1 и 2 (б), осциллограмма пульсаций в окрестности диагностической частоты (в)

Во втором случае при $f_p=143.7$ Гц в спектре пульсаций давления над РК доминирует диагностическая компонента с частотой 1106 Гц (кратность 7.7 по отношению к f_p) (рис. 6,а), которая превышает частоту колебаний лопатки (531 Гц) на $4f_p$, что свидетельствует о флаттере с превалирующим числом диаметров $m=4$. Побочным ДС соответствуют менее интенсивные компоненты кратностью 3.7, 4.7, 5.7, 6.7, 8.7 и 9.7. Сдвиг фаз $\Delta\varphi=\varphi_1-\varphi_2\approx-66^\circ$ между датчиками пульсаций № 1 и 2 в окрестности диагностической частоты (рис. 6,б) означает, что основной ДС реализуется в виде вперед бегущей волны с пространственным периодом, близким к значению пространственного периода гармонической волны при флаттере поворотносимметричного РК с $m=4$ (в этом случае $|\Delta\varphi|=\alpha\cdot m=60^\circ$). Наиболее интенсивный флаттер с $m=4$ происходил в течение 14с в диапазоне времени 2520÷2534с, в котором $p_v\approx 10\div 13$ КПа (рис.6в), что соответствует амплитуде вибронпряжений $\sigma_v\approx 600\div 800$ МПа.

Таким образом, значения максимальной амплитуды вибронпряжений в месте зарождения трещины (≈ 900 МПа), определенные двумя различными способами – с использованием БВАДФ и расчетно-фрактографического анализа – совпадают. Продолжительность режима наиболее интенсивного флаттера (≈ 30 с) совпадает с продолжительностью непрерывного быстрого развития трещин в рабочих лопатках до длины $l\approx 20\div 25$ мм. Это означает, что трещины зародились в самом начале указанного режима, как это и должно быть при таком уровне вибронпряжений. Развитием трещины можно объяснить и отсутствие возрастания частоты колебаний РК при переходе от флаттера с превалирующим числом диаметров $m=3$ к флаттеру с $m=4$.

Помимо исследованного режима еще на ряде режимов с повышенными значениями параметров потока (на пяти контрольных точках) реализовался менее интенсивный флаттер с превалирующим числом диаметров $m=2\div 4$. Общая продолжительность работы РК 1-й ступени при флаттере в процессе этих испытаний составила около 500с. На рис. 7 приведены спектрограммы пульсаций давления над РК 1-й ступени на двух соседних контрольных точках – перед рассмот-

ренным выше режимом интенсивного флаттера и после него. На первой контрольной точке (рис. 7,а) в спектре пульсаций статического давления над РК 1-й ступени доминирует диагностическая компонента с частотой 814Гц (кратность 5.65 по отношению к $f_p=144$ Гц), превышающей частоту колебаний лопатки 526Гц на $2f_p$, т.е. реализуется флаттер РК с $m=2$. Уровень побочных ДС незначителен, что свидетельствует о поворотной симметрии РК при колебаниях по указанной форме. Амплитуда основного ДС (1.6КПа) на порядок меньше максимальной амплитуды основного ДС на режиме интенсивного флаттера (15КПа) (см. рис. 5,г). На второй контрольной точке (рис. 7,б) при $f_p=146$ Гц в спектре пульсаций имеются три близкие по уровню компоненты (2.1÷2.3КПа) кратностью 5.6, 6.6 и 7.6, превышающие частоту колебаний лопатки (531Гц) на $2f_p$, $3f_p$ и $4f_p$. При этом уровень компонент кратностью 3.6, 4.6 и 8.6 также сравнительно высок (превышает 1КПа). Всё это свидетельствует о том, что при флаттере на указанном режиме РК проявило себя как колебательная система с существенной динамической неоднородностью. Такая же картина наблюдается и на всех последующих режимах флаттера. Увеличение динамической неоднородности РК после интенсивного флаттера может быть связано с появлением в процессе этого флаттера протяженных усталостных трещин в нескольких рабочих лопатках.

При последнем испытании на всех режимах (с возрастанием частоты вращения вентилятора до 89%, при которой и произошло его разрушение) флаттер РК 1-й ступени вентилятора отсутствовал. Об этом свидетельствует отсутствие ДС в спектрах, расположенных на корпусе вентилятора датчиков пульсаций давления и вибраций. Характерная спектрограмма пульсаций давления на одном из таких режимов ($f_p=157$ Гц) приведена на рис. 8. Как видно, в спектре присутствуют только роторные гармоники (максимальная из которых на два порядка меньше основного ДС при интенсивном флаттере) и составляющая, связанная с сетевой наводкой (50Гц).

Таким образом, в результате комплексного исследования, включающего электронно - микроскопический фрактографический

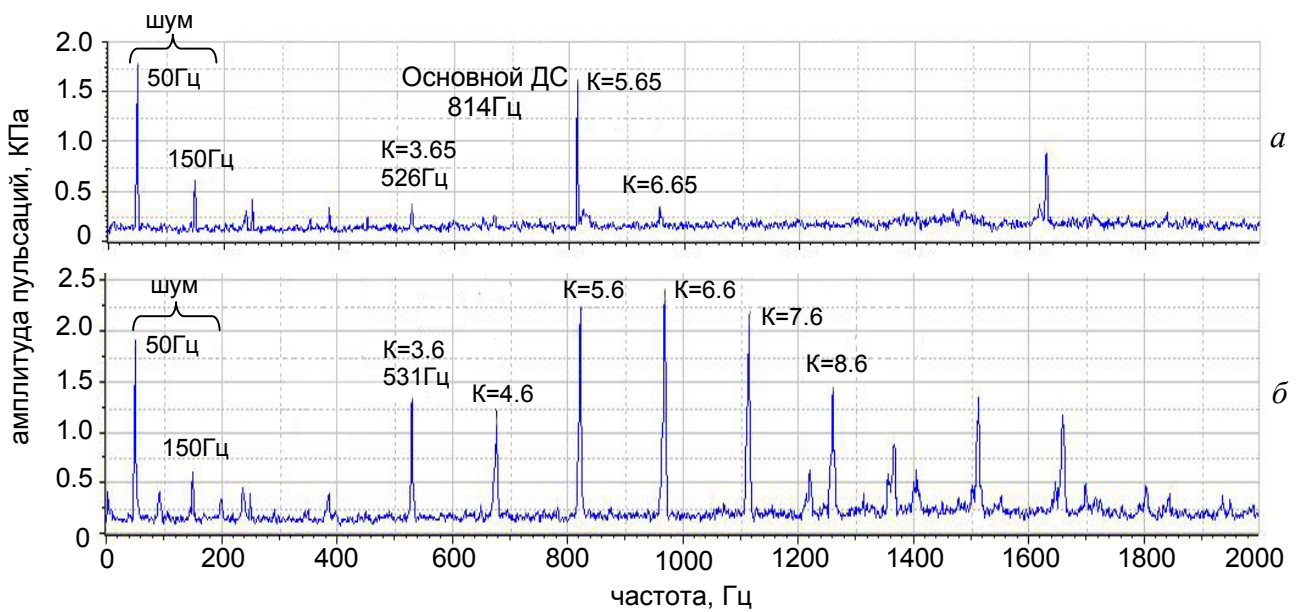


Рис. 7. Спектрограммы пульсаций статического давления над РК 1-й ступени вентилятора при флаттере с превалирующим числом диаметров $m=2$ (до режима интенсивного флаттера) (а) и $m=2\div 4$ (после режима интенсивного флаттера) (б)

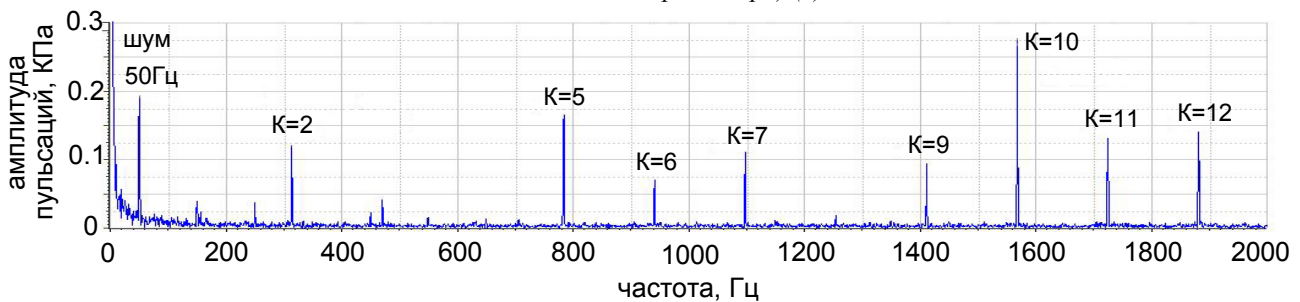


Рис. 8. Характерная спектрограмма пульсаций статического давления над РК 1-й ступени вентилятора при отсутствии флаттера

анализ, расчет НДС лопатки (неповрежденной и с трещиной), а также анализ записей виброакустических процессов в окрестности РК с применением методов БВАДФ, установлено, что причиной разрушения вентилятора явились усталостные трещины, зародившиеся в рабочих лопатках 1-й ступени при интенсивном флаттере РК по формам связанных колебаний из семейства первых крутильных форм с превалирующим числом узловых диаметров $m=3$ и $m=4$ в процессе испытаний вентилятора с повышенными значениями параметров потока на входе. Обрыв лопаток произошел под действием статических напряжений при достижении усталостными трещинами критической длины, при которой значения КИН на фронте трещин достигли величины K_{IC} .

Результаты исследований свидетельствуют об эффективности используемых методов и необходимости комплексного подхода к фрактодиагностике, обеспечивающего на-

дёжное определение причины разрушения и достоверную реконструкцию его развития.

Библиографический список

1. Kurkov A., Dicus J. Synthesis of blade flutter vibratory patterns using stationary transducers. ASME Paper №78-GT-160. 1978. -8р.
2. Иванов, В.П. К вопросу об автоколебаниях рабочего колеса турбомшины как системы с конструктивной поворотной симметрией [Текст] / В.П. Иванов, В.М. Сачин // Проблемы прочности. 1980. №5. - С.91-96.
3. Сачин, В.М. Некоторые особенности аэроупругих колебаний рабочих колёс турбомашин [Текст]/ В.М. Сачин // Аэроупругость лопаток турбомашин. Вып.1. - М.: ЦИАМ, 1981. - С. 267-287.
4. А.С. 974184 СССР. Сачин, В.М. Способ обнаружения автоколебаний осевой турбомшины в рабочих условиях [Текст] / В.М. Сачин, А.Г. Шатохин. - 1982.

5. А.С. №1136593 СССР. Сачин, В.М. Способ обнаружения автоколебаний осевой турбомашин в рабочих условиях [Текст] / В.М. Сачин, Н.В. Туманов, А.Г. Шатохин - 1984.

6. Сачин, В.М. Бесконтактная вибродиагностика флаттера рабочих колёс компрессоров [Текст] / В.М. Сачин, Н.В. Туманов, А.Г. Шатохин // Аэроупругость лопаток турбомашин. Вып.4. - М.: ЦИАМ, 1987. - С.195-206.

7. Сачин, В.М. Прогресс в раннем диагностировании флаттера рабочих колёс компрессоров авиадвигателей [Текст] / В.М. Сачин // Современные методы обеспечения прочностной надёжности деталей авиационных двигателей / под ред. Ю.А. Ножницкого, Б.Ф. Шорра, И.Н. Долгополова. - М.: Торус-Пресс, 2010. - С. 215-223.

8. Туманов, Н.В. Стадийность кинетики усталостных трещин и механизм периодического расслаивания-разрыва [Текст] / Н.В. Туманов // Деформация и разрушение материалов: Тр. Первой международной конференции. В 2-х т. Т.1. - М.: ИМЕТ РАН, 2006. - С. 85-87.

9. Титановая продукция ВСМПО. Сведения о химическом составе и механических свойствах. ВСМПО. - 2000.

10. Колотников, М.Е. Исследование динамической напряжённости широкохордного вентилятора при стендовых испытаниях [Текст] / М.Е. Колотников, П.В. Макаров, В.М. Сачин // Авиационная и космическая техника и технология. - 2008. №9(56). - С. 58-64.

COMPLEX FAILURE ANALYSIS OF AERO ENGINE COMPRESSOR BLADES

© 2011 V. M. Sachin, N. V. Tumanov, M. A. Lavrentyeva, S. A. Cherkasova

Central Institute of Aviation Motors

Techniques for blade flutter diagnostics using stationary transducers and microfractographic observations are presented. Both these methods have been applied for compressor blade failure analysis of preproduction aero engines. As a result the cause and kinetics of the failures have been established.

Flutter, diagnostics, fatigue crack kinetics, electron fractography, fatigue striations, finite element crack modeling.

Информация об авторах

Сачин Владимир Михайлович, кандидат технических наук, начальник сектора Центрального института авиационного моторостроения. Область научных интересов: вибрационная прочность элементов авиадвигателей, флаттер лопаток авиадвигателей.

Туманов Николай Ваганович, кандидат технических наук, начальник сектора Центрального института авиационного моторостроения. E-mail: tumanov@rtc.ciam.ru. Область научных интересов: динамика и прочность авиадвигателей, механизмы разрушения, кинетика усталостных трещин, электронная фрактография, моделирование трещин.

Лаврентьева Марина Александровна, ведущий конструктор Центрального института авиационного моторостроения. Область научных интересов: кинетика усталостных трещин, конечно-элементное моделирование трещин.

Черкасова Светлана Александровна, ведущий конструктор Центрального института авиационного моторостроения. Область научных интересов: анализ разрушений, кинетика усталостных трещин, электронная фрактография.

Sachin Vladimir Mikhailovich, Candidate of technical Sciences, laboratory head of Central Institute of Aviation Motors. Area of research: vibration strength of aero engine parts, flutter of aero engine blades.

Tumanov Nikolai Vaganovich, Candidate of Technical Sciences, laboratory head of Central Institute of Aviation Motors. E-mail: tumanov@rtc.ciam.ru. Area of research: dynamics and strength of aero engines, failure analysis, fracture mechanisms, fatigue crack kinetics, electron fractography, finite element crack modeling.

Lavrentyeva Marina Alexandrovna, leading designer of Central Institute of Aviation Motors. Area of research: fatigue crack kinetics, finite element crack modeling.

Cherkasova Svetlana Alexandrovna, leading designer of Central Institute of Aviation Motors. Area of research: failure analysis, fatigue crack kinetics, electron fractography.