

Ю. В. Немировский, А. П. Янковский

ОЦЕНКА ПРЕДЕЛЬНОЙ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ ИСКРИВЛЕННЫХ МЕТАЛЛОКОМПОЗИТНЫХ ДИСКОВ В УСЛОВИЯХ ПОЛЗУЧЕСТИ

Институт теоретической и прикладной механики им. С. А. Христиановича СО РАН

Аннотация. Сформулирована и решена методом линейного программирования задача определения в условиях ползучести верхней кинематической границы несущей способности сложно армированных металлокомпозитных плоских и искривленных дисков постоянной и переменной толщины. Показано: наибольшую предельную угловую скорость вращения дискам обеспечивает структура с радиально-окружной укладкой арматуры; искривление диска приводит к резкому снижению его несущей способности; максимально допустимые скорости вращения дисков, работающих в условиях ползучести, в несколько раз ниже предельно допустимых скоростей, определенных по критерию кратковременной прочности.

Ключевые слова: диски, армирование, предельная скорость вращения, профилирование, жесткопластическая модель, жестко-ползучая модель, линейное программирование.

УДК: 539.375

В работах [1; 2; 3 и др.] авторы исследовали влияние различных структур армирования на несущую способность вращающихся плоских [1; 2] и искривленных [3] дисков на базе критериев кратковременной прочности. При этом предполагалось: все фазовые материалы дисков ведут себя упруго [1] (это позволяет свести к минимуму малоцикловую усталость и повысить долговечность дисков) либо идеально-пластично [2; 3] (что позволяет определить предельную угловую скорость вращения, выдерживаемую армированными дисками при полном исчерпании несущей способности всеми субструктурными элементами композиции). Однако на практике диски газовых турбин эксплуатируются в условиях длительного нагружения (требуемый ресурс работы таких элементов конструкции имеет порядок 10^5 часов [4, 113]) при повышенных температурах, поэтому в них могут активно развиваться деформации ползучести. В связи с этим особую актуальность приобретает вопрос об определении предельных угловых скоростей вращения сложно армированных металлокомпозитных дисков (которые в последнее время находят все более широкое применение на практике) с учетом развития деформаций ползучести в них.

Так как теория ползучести и длительной прочности сложно армированных тонкостенных конструкций в настоящее время находится в зачаточном состоянии [5], то для проведения оценочных технических расчетов целесообразно использовать приближенную схему жестко-ползучего тела [6; 7]. Полное решение или близкие (верхнюю и нижнюю) границы несущей способности конструкции по жестко-ползучей схеме можно получить лишь для некоторого узкого круга задач [6; 7; 8 и др.], поэтому выдвигаемые практикой новые задачи требуют привлечения численных методов решения математической задачи об определении предельной

Поступила 27.02.2009

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (код проекта 08-01-00046-а).

скорости вращения дисков в рамках жестко-ползучей модели. Настоящее исследование посвящено определению верхней границы несущей способности вращающихся металлокомпозитных дисков различной структуры в условиях ползучести с использованием теории линейного программирования. В общем случае срединные поверхности дисков предполагаются неплоскими (осесимметрично искривленными), что может быть вызвано конструктивными особенностями изделия или являться следствием предварительного натяга диска на вал. Кроме того, быстровращающиеся оболочки (частными случаями которых являются искривленные диски – пологие оболочки) могут использоваться в различных центрифугах и т. п., поэтому предложенный в настоящей работе алгоритм справедлив и для их расчета.

В силу известного [6] формального сходства определения несущей способности конструкции по жесткопластической и жестко-ползучей схемам, не будем останавливаться на описании метода расчета, который полностью совпадает с подробно изложенным в [3; 9], где нужно лишь заменить пределы текучести $\sigma_s = \sigma_{0,2}$ фазовых материалов на соответствующие пределы ползучести σ_c .

При проведении расчетов по жестко-ползучей схеме предел ползучести σ_c материала выбирается либо из условия предельно допустимой деформации ε_{\max} ползучести [7], либо из условия предельно допустимой скорости $\dot{\varepsilon}_{\max}$ деформации ползучести [6], которая регламентирована для целого ряда несущих элементов конструкций. Так, для дисков газовых турбин [4, 36]

$$\dot{\varepsilon}_{\max} = 10^{-9} \text{ 1/ч.} \quad (1)$$

Зная значение $\dot{\varepsilon}_{\max}$, на основании известных законов установившейся ползучести для фазовых материалов можно определить и соответствующие им пределы ползучести σ_c .

Исследуем на конкретных примерах влияние структуры армирования и формы меридионального профиля диска на его предельную угловую скорость вращения при ползучести и сравним ее с предельной скоростью вращения диска, определенной по жесткопластической схеме (по критерию кратковременной прочности). В качестве условия сопоставимости различных проектов армирования диска выберем одинаковый общий расход арматуры в них:

$$\begin{aligned} \Omega &= \sum_{k=1}^N \Omega_k, \quad \Omega_k = \int_V \omega_k dV = 2\pi \int_{\theta_*}^{\theta_{**}} H(\theta) \omega_k(\theta) R_1(\theta) R_2(\theta) \sin \theta d\theta \quad (1 \leq k \leq N), \\ V &= 2\pi \int_{\theta_*}^{\theta_{**}} H(\theta) R_1(\theta) R_2(\theta) \sin \theta d\theta, \end{aligned} \quad (2)$$

где V – объем диска; $H(\theta)$ – переменная по меридиану толщина полотна диска; θ – угол между осью вращения и нормалью к срединной поверхности диска; R_1, R_2 – главные радиусы кривизны срединной поверхности; θ_*, θ_{**} – координаты внутренней и внешней кромок диска соответственно ($0 \leq \theta_* < \theta_{**} < \pi$); $\omega_k(\theta)$ – плотность армирования волокнами k -го семейства; N – количество армирующих волокон (проволок).

Так как арматура предполагается постоянного поперечного сечения и обрывается только на кромках диска, то согласно [10]

$$\begin{aligned} \omega_k(\theta) &= H_* \omega_{k*} \cos \psi_{k*} R_{2*} \sin \theta_* / [H(\theta) \cos \psi_k(\theta) R_2(\theta) \sin \theta], \\ H_* &= H(\theta_*), \quad \omega_{k*} = \omega_k(\theta_*), \quad \psi_{k*} = \psi_k(\theta_*), \quad R_{2*} = R_2(\theta_*), \end{aligned} \quad (3)$$

где $\psi_k(\theta)$ – углы армирования проволокой k -го семейства, отсчитываемые от меридионального направления (предполагаются изначально заданными функциями); ω_{k*} – произвольные постоянные. Равенство (3) не выполняется лишь при окружном армировании (так как $\cos \psi_k \equiv 0$), в этом случае $\omega_k(\theta)$ – произвольная функция [10].

Рассмотрим конструкцию, состоящую из диска, ограниченного кромками с радиусами $r_0 = R_2(\theta_*) \sin \theta_* = 0,05$ м, $r_1 = R_2(\theta_{**}) \sin \theta_{**} = 0,1975$ м, и лопаток длиной $l = 0,114$ м

[11] и толщиной $H_* = 0,007$ м. Лопатки изготовлены из алюминиевого сплава АМгЗ и продольно армированы стальной проволокой У8А с интенсивностью $\omega_* = 0,6$. Диск изготовлен из тех же материалов, но армирование его осуществляется по разным траекториям с разной интенсивностью. (Физико-механические характеристики фазовых материалов конструкции при температуре $T = 200$ °С приведены в таблице.) Срединная поверхность искривленного диска представляет собой часть сферы радиуса $R_1 = R_2 = 0,6$ м.

Физико-механические характеристики фазовых материалов [4; 12; 13]

Материал	σ_s , МПа	σ_c , МПа	ρ , кг / м ³
Сплав АМгЗ	108,9	$941 \cdot 10^{-6}$	2670
Проволока У8А	3500	1003	7800

Значения σ_c в таблице получены на основании законов установившейся ползучести для фазовых материалов

$$\text{АМгЗ [13]: } \dot{\varepsilon} = \exp(-K + \beta\sigma) \quad [1/\text{ч}], \quad K = 12,2, \quad \beta = 0,0673 \text{ (Па)}^{-1}; \quad (4)$$

$$\text{У8А [12]: } \dot{\varepsilon} = B\sigma^m \quad [1/\text{ч}], \quad B = 1,054 \cdot 10^{-84} \text{ (МПа)}^{-m} \cdot \text{ч}^{-1}, \quad m = 24,982 \quad (5)$$

с учетом значения $\dot{\varepsilon}_{\max}$ из (1).

Недостатком соотношения (4) является то, что при $\sigma = 0$ имеем $\dot{\varepsilon}_0 \approx 5 \cdot 10^{-6}$ 1/ч ($> \dot{\varepsilon}_{\max}$), т. е. при $0 < \dot{\varepsilon} < \dot{\varepsilon}_0$ величины $\dot{\varepsilon}$, σ имеют разные знаки, что противоречит их механическому смыслу. Для устранения этого недостатка в расчетах вместо зависимости (4) используем ее аппроксимацию двухзвенной кусочно-линейной функции

$$\sigma = \begin{cases} B_1 \dot{\varepsilon}, & 0 \leq \dot{\varepsilon} \leq \dot{\varepsilon}_1, \\ \sigma_1 + B_2 (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_1), & \dot{\varepsilon} > \dot{\varepsilon}_1, \end{cases} \quad (6)$$

где

$$\begin{aligned} B_1 &= 940,97 \text{ ГПа} \cdot \text{ч}, & B_2 &= 209,73 \text{ ГПа} \cdot \text{ч}, \\ \sigma_1 &= 30,194 \text{ МПа}, & \dot{\varepsilon}_1 &= 3,209 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч}. \end{aligned} \quad (7)$$

Параметры (7) определены на основании зависимости (4) методом наименьших квадратов на интервале $0 \leq \dot{\varepsilon} \leq 10^{-4}$ 1/ч, при этом варьировались величины σ_1 , $\dot{\varepsilon}_1$. Значения (7) можно несколько уточнить, если в (6) варьировать параметры σ_1 , $\dot{\varepsilon}_1$, B_2 . На рис. 1 кривая 1 характеризует зависимость $\sigma \sim \dot{\varepsilon}$, определяемую соотношением (4), а двухзвенная ломаная 2 – зависимость (6) с учетом (7). Видно, что ломаная 2 удовлетворительно аппроксимирует закон установившейся ползучести (4), поэтому в расчетах значение σ_c для сплава АМгЗ (см. таблицу) определялось по формулам (6), (7) при $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_{\max}$ из (1).

На рис. 2 изображены кривые, характеризующие зависимость предельного количества n оборотов дисков в минуту от угла армирования ψ . Диски имеют постоянную толщину ($H(\theta) = H_e = 7$ мм) и армированы меридионально-симметрично двумя семействами проволок ($N = 2$) с постоянными углами ($\psi_1(\theta) = -\psi_2(\theta) = \psi = \text{const}$, $\omega_1(\theta) = \omega_2(\theta)$) и с интенсивностями на внутренней кромке $\omega_{1*} = \omega_{2*} = 0,35$, поэтому объем V таких дисков и общий расход Q арматуры в них одинаковы (см. (2), (3)).

З а м е ч а н и е 1. На рис. 2–4 сплошные линии 1–3 получены для искривленных дисков, а пунктирные кривые 1'–3' – для плоских ($R_1 = R_2 \rightarrow \infty$) дисков с теми же характерными размерами, что и искривленные. Линии 3, 3' определены для изотропных дисков из сплава АМгЗ, остальные кривые – для армированных конструкций. Кривые 1, 1' рассчитаны по жестко-ползучей схеме, остальные линии – по жесткопластической схеме – на основании критерия кратковременной прочности. (Кривые, рассчитанные по жестко-ползучей схеме для

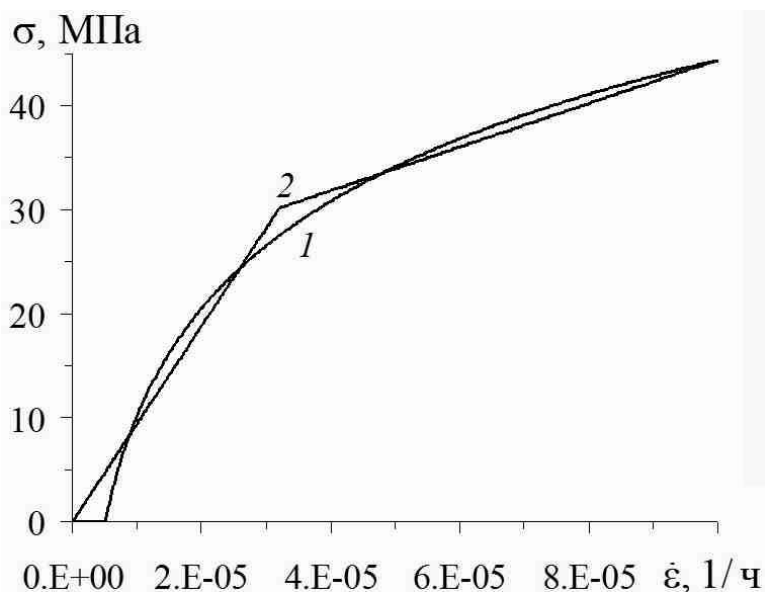


Рис. 1. Аппроксимация кривой установившейся ползучести сплава АМгЗ

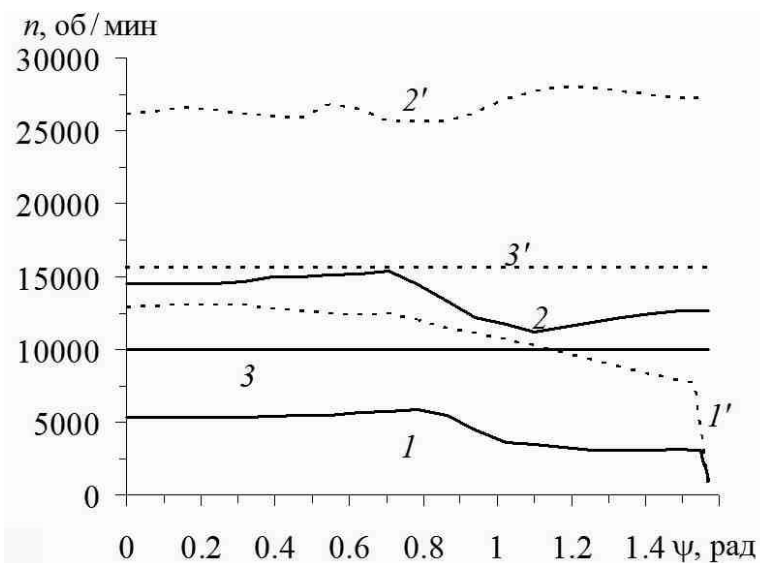


Рис. 2. Зависимости скоростей вращения дисков постоянной толщины от угла спирального армирования

изотропных дисков из сплава АМгЗ, на этих рисунках не показаны, так как предельно допустимая скорость вращения для них составляет менее 100 об/мин, что вызвано чрезвычайно малым значением предела ползучести σ_c для этого сплава, см. таблицу.)

Сравнение кривых 1, 2 и 1', 2' на рис. 2 указывает на то, что несущая способность дисков рассматриваемой структуры, определенная по ограничению (1), накладываемому на скорость деформации ползучести, далека от полного исчерпания, так как ординаты точек на кривых

1, 1' в два с лишним раза меньше, чем на кривых 2, 2' соответственно. Сопоставление горизонтальных прямых 3, 3', характеризующих несущую способность изотропных дисков, с кривыми 2, 2' соответственно, позволяет оценить эффективность замены изотропных дисков композитными дисками тех же габаритов: при пластическом деформировании в условиях кратковременной прочности замена изотропного диска (линии 3, 3') армированным (кривые 2, 2') позволяет повысить количество оборотов диска в минуту примерно в 1,5 раза. Этот эффект проявляется еще более ярко при учете ограничения (1), накладываемого явлением ползучести. Так, согласно замечанию 1 использование в условиях ползучести изотропных дисков из сплава АМгЗ при температуре $T = 200$ °С с практической точки зрения вообще не целесообразно, однако, как видно из рис. 2 (см. кривые 1, 1'), армированные диски с матрицей из этого сплава вполне могут быть использованы в инженерной практике.

Поведение кривых 1, 1', 2, 2' на рис. 2 свидетельствует о существенном влиянии структуры армирования дисков на их несущую способность как в условиях ползучести, так и в условиях кратковременной прочности. Однако не только структура армирования, но и форма срединной поверхности диска влияет на его несущую способность. Сравнение линий 1, 1' и 2, 2' позволяет заключить, что даже незначительное искривление срединной поверхности диска приводит к резкому уменьшению его несущей способности. Так, ординаты точек кривых 1, 2 в 1,5–2 раза меньше, чем на линиях 1', 2' соответственно. Искривление срединной поверхности диска приводит не только к количественному, но и качественному изменению зависимости $n(\psi)$. А именно: при $\psi_* < \psi < \pi/2$ на кривых 1, 2 наблюдается резкое уменьшение значений $n(\psi)$ по сравнению с участком $0 \leq \psi < \psi_*$ (здесь $\psi_* \approx 0,8$ для линии 1 и $\psi_* \approx 0,7$ для кривой 2); на кривой же 2', наоборот, при $0,8 < \psi < \pi/2$ наблюдается увеличение предельной скорости вращения по сравнению с армированием в пределах $0 \leq \psi < 0,8$.

Точкам максимумов на кривых 1, 1', 2, 2' соответствуют рациональные проекты армирования. Так как абсциссы этих точек существенно различны, то для плоских и искривленных дисков как в условиях ползучести, так и в условиях кратковременной прочности наибольшую несущую способность обеспечивают существенно разные структуры армирования. Хотя кривая 1' ведет себя немонотонно, вариация функции, ей соответствующей, на интервале $0 \leq \psi \leq 0,7$ (содержащем точку максимума этой линии) невелика по сравнению со средним ее (функции) значением. Поэтому, не соблюдая особо строго траекторий рационального армирования, при практической реализации таких плоских дисков можно получить структуры, обеспечивающие в условиях ползучести несущую способность, весьма близкую к максимальной, что упрощает технологию изготовления рассматриваемых конструкций.

Выше рассматривались диски постоянной толщины $H = H_e$. На практике же [6; 11] чаще используются диски переменной толщины, что позволяет при одинаковой массе повысить их несущую способность по сравнению с дисками постоянной толщины. Рассмотрим теперь диски переменной толщины, изменяющейся по линейному закону

$$H(\theta) = [(\theta - \theta_*) H_1 - (\theta - \theta_{**}) H_0] / (\theta_{**} - \theta_*), \quad H_0 = H(\theta_*), \quad H_1 = H(\theta_{**}). \quad (8)$$

Будем варьировать толщину диска H_0 на внутренней кромке, а толщину H_1 – на внешней кромке – выбирать из условия равенства объема диска $V(H_0, H_1)$ (см. (2)) объему дисков постоянной толщины, рассмотренных выше. При этом в случае $H_0 > H_e$ толщина диска уменьшается вдоль меридиана от внутренней кромки к внешней (см. (8)) и с увеличением H_0 убывает H_1 .

На рис. 3 изображены кривые, характеризующие зависимости $n(H_0)$ для меридионально армированных ($\psi_1 = 0$, $\omega_{1*} > 0$, $N = 1$) и изотропных ($\omega_{1*} = 0$) дисков (см. замечание 1). Для композитных дисков интенсивность армирования на внутреннем контуре ω_{1*} подбиралась так, чтобы общий расход арматуры (2) в профилированных дисках был такой же, как в соответствующих дисках постоянной толщины H_e при $\omega_{1*} = 0,7$). При этом с увеличением H_0 убывает ω_{1*}

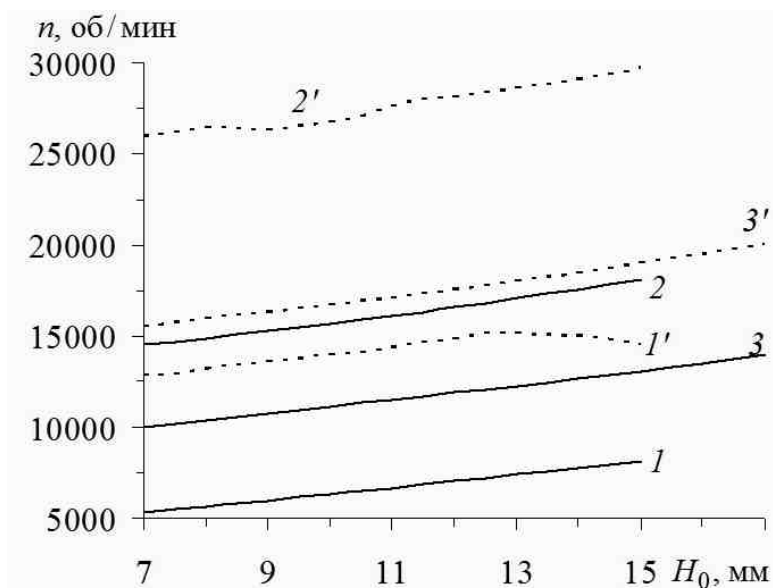


Рис. 3. Зависимости скоростей вращения профилированных дисков от толщины полотна на внутреннем контуре

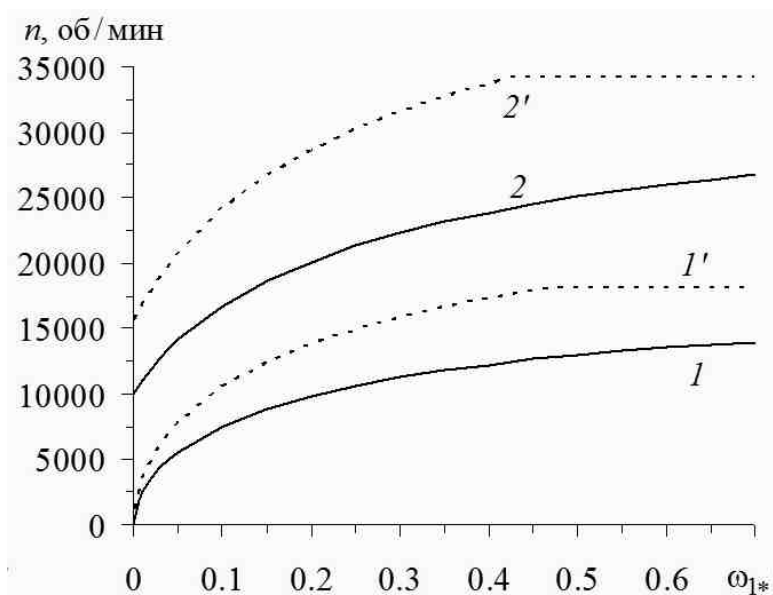


Рис. 4. Зависимости скоростей вращения дисков с радиально-окружной структурой от суммарной плотности армирования

Левые точки на кривых рис. 3 соответствуют левым точкам на линиях рис. 2 с теми же номерами. Правые точки на кривых 3 и 3' рис. 3 определяются значением толщины изотропных дисков на внешней кромке $H_1 = 0$, а правые точки на остальных линиях – значением

$\omega_1(\theta_{**}) = \omega_{\max} = 0,7$, что на практике соответствует предельно допустимому значению интенсивности армирования. При дальнейшем увеличении толщины H_0 диска на внутренней кромке получаем на внешней кромке неравенство $\omega_1(\theta_{**}) > \omega_{\max}$, поэтому соответствующие участки кривых 1, 1', 2, 2' не изображены. Все кривые на рис. 3 (за исключением линии 1') монотонно возрастают, а значит, за счет профилирования соответствующих дисков можно увеличить их предельную скорость вращения на несколько тысяч оборотов в минуту. Кривая же 1' ведет себя немонотонно и достигает максимума при $H_0 \approx 12,5$ мм; соответствующий диск можно считать рационально профилированным, причем его несущая способность на 2300 об/мин больше, чем у диска постоянной толщины H_e . Дополнительно повысить несущую способность дисков можно, по-видимому, за счет использования профилей более сложной, чем (8), формы, что и имеет место на практике [6, 11].

Рассмотрим теперь диски постоянной толщины H_e , армированные по меридионально-окружным направлениям, совпадающим с направлениями главных напряжений. Интенсивность армирования ω_1 меридиональным ($\psi_1 = 0$) семейством волокон определяется равенством (3), а интенсивность армирования окружным семейством зададим формулой $\omega_2(\theta) = \omega_{1*} - \omega_1(\theta)$. При этом суммарная плотность армирования постоянна ($\omega_{1*} = \omega_1(\theta) + \omega_2(\theta) = \text{const}$). Увеличивая ω_{1*} в пределах $0 \leq \omega_{1*} \leq \omega_{\max}$, будем увеличивать относительное объемное содержание арматуры в дисках. На рис. 4 изображены зависимости $n(\omega_{1*})$ для таких дисков (см. замечание 1). Ординаты левых точек на кривых 2, 2' рис. 4 ($\omega_{1*} = 0$) совпадают с ординатами прямых линий 3, 3' рис. 2 соответственно. Кривые 1, 2 на рис. 4 монотонно возрастают. Линии же 1', 2' являются кусочно-гладкими. Левые возрастающие участки этих линий характеризуются «течением» полотна плоского диска в условиях ползучести (кривая 1') или пластичности (линия 2'), а правые горизонтальные участки – течением лопаток в корневом сечении. Угловая скорость, при которой в лопатках достигается предельно допустимое состояние, определяется формулой, приведенной в [3, 42].

Таким образом, из всех рассмотренных структур армирования при заданных фазовых материалах композиции наибольшую несущую способность как в условиях ползучести, так и по критерию кратковременной прочности обеспечивают диски с меридионально-окружной структурой (хотя они и не профилированы).

Изменение структуры армирования дисков приводит к изменению эпюр скоростей меридионального v_1 и нормального v_3 смещений точек срединной поверхности дисков в зоне «течения» их материала, а также к изменению положения жесткопластической и жестко-ползучей границы в них. Так, при определенных структурах армирования часть полотна диска, примыкающая к внутренней кромке ($\theta_* \leq \theta < \theta_p$), остается абсолютно жесткой (в рамках жестко-ползучей схемы в этой области деформации ползучести и их скорости являются пренебрежимо малыми), а часть полотна, примыкающая к внешней кромке ($\theta_p < \theta \leq \theta_{**}$), испытывает течение в условиях ползучести или пластичности; при других же структурах армирования материал всего полотна диска находится в состоянии течения ($\theta_* = \theta_p$). Граница между абсолютно жесткой зоной и зоной течения, определяемая меридиональным углом θ_p , изменяется вместе с изменением структуры армирования или с формой профиля диска. Непрерывному изменению структуры армирования или профиля диска соответствует непрерывное изменение величины θ_p ; однако при некоторых структурах армирования (соответствующих, например, точкам изломов на кривых 1, 1', 2, 2' рис. 2) происходит скачкообразное изменение θ_p . При таких структурах армирования равновероятна реализация двух принципиально разных «механизмов течения» полотна диска. На рис. 5 изображены кривые (вычисленные с точностью до неопределенного множителя [6, 138]), качественно характеризующие скорости ползучести точек срединной поверхности искривленного диска в нормальном (линии 1, 1') и меридиональном (кривые 2, 2') направлениях при углах спирального армирования $\psi = \pi/4 - 0$ (линии 1, 2) и $\psi = \pi/4 + 0$ (кривые 1', 2'). Линии 1', 2' начинаются при $\theta = \theta_* = 0,08343$, что соответствует течению всего полотна диска, кривые же 1, 2 начинаются при $\theta = \theta_p = 0,15$,

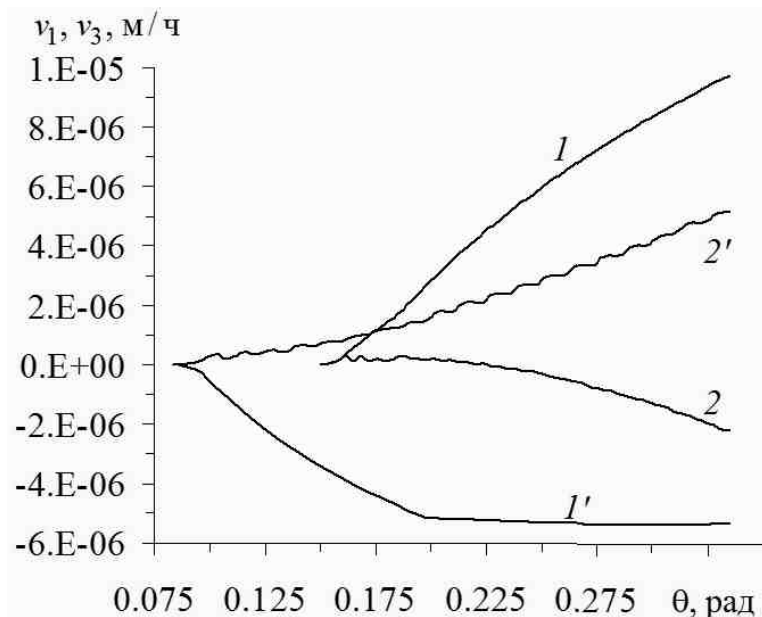


Рис. 5. Эпюры скоростей прогибов и меридиональных смещений (в условиях ползучести) точек срединной поверхности искривленного диска при спирально-ортогональной структуре армирования

т. е. в этом случае в диске имеется абсолютно жесткая зона, определяемая координатами $\theta_* \leq \theta < 0,15$.

Таким образом, проведенные в настоящей работе исследования позволяют заключить, что максимально допустимые угловые скорости вращения дисков в условиях ползучести существенно (почти вдвое) ниже предельных значений угловых скоростей вращения, при которых происходит переход в пластическое состояние (разрушение) всех фаз композиции полотна диска или лопаток. Искривление срединной плоскости диска приводит к резкому снижению его несущей способности. Из всех рассмотренных структур армирования при выбранных материалах фаз композиции наибольшую несущую способность дискам обеспечивает армирование по меридионально-окружным направлениям с постоянной суммарной плотностью армирования. Увеличить несущую способность дисков с фиксированной структурой армирования можно за счет их рационального профилирования.

З а м е ч а н и е 2. Наиболее известные и распространенные на сегодняшний день теории ползучести металлов [6; 14] не учитывают такого явления, как разносопротивляемость материалов растяжению – сжатию в условиях ползучести, которое наблюдается в экспериментах для целого ряда металлов [15; 16 и др.]. В рамках использованной в настоящем исследовании жестко-ползучей схемы это явление может быть легко учтено и использовано в расчетах оболочечных элементов центрифуг, в которых в значительной мере могут проявляться изгибания, приводящие к возникновению как растягивающих, так и сжимающих напряжений. (Описание учета такой особенности поведения материалов на базе жесткопластической модели дано в [2; 3], поэтому не будем здесь останавливаться на обсуждении этого вопроса.).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] *Немировский, Ю. В.* О влиянии структуры армирования на несущую способность термоупругих металлокерамических вращающихся дисков / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Проблемы прочности. - 2001. - № 4. - С. 5-24.
- [2] *Немировский, Ю. В.* Влияние структуры армирования на предельную скорость вращения композитных дисков / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Проблемы машиностроения и надежности машин. - 2006. - № 1. - С. 44-51.
- [3] *Немировский, Ю. В.* Влияние структуры армирования и формы профиля на предельную скорость вращения композитных искривленных дисков / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Проблемы прочности. - 2007. - № 2. - С. 32-44.
- [4] *Безухов, Н. И.* Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / Н. И. Безухов и др. ; под ред. И. И. Гольденבלата. - М. : Машиностроение, 1965.
- [5] *Немировский, Ю. В.* Ползучесть однородных и композитных оболочек / Ю. В. Немировский // Актуальные проблемы механики оболочек : тр. междунар. конф., посвященной 100-летию проф. Х. М. Муштари, 90-летию проф. К. З. Галимова и 80-летию проф. М. С. Корнишина, Казань 26-30 июня 2000 г. - Казань : Новое знание, 2000. - С. 42-49.
- [6] *Качанов, Л. М.* Теория ползучести / Л. М. Качанов. - М. : Физматгиз, 1960.
- [7] *Немировский, Ю. В.* О времени эксплуатации цилиндрических оболочек в условиях ползучести / Ю. В. Немировский // Строительная механика корабля. - 1967. - Вып. 92. - С. 107-113.
- [8] *Ерхов, М. И.* Теория идеально пластических тел и конструкций / М. И. Ерхов. - М. : Наука, 1978.
- [9] *Немировский, Ю. В.* Предельное состояние металлокомпозитных оболочек / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Вестник ЧГПУ им. И.Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния. - 2008. - № 2. - С. 129-144.
- [10] *Немировский, Ю. В.* О некоторых особенностях уравнений оболочек, армированных волокнами постоянного поперечного сечения / Ю. В. Немировский, А. П. Янковский // Механика композиционных материалов и конструкций. - 1997. - Т. 3, № 2. - С. 20-40.
- [11] *Пономарев, С. Д.* Расчеты на прочность в машиностроении. Т. 3 / С. Д. Пономарев и др. - М. : Гос. кн. изд-во машиностроит. лит., 1959.
- [12] *Композиционные материалы* : справочник / под ред. Д. М. Карпиноса. - Киев : Наук. думка, 1985.
- [13] *Соснин, О. В.* О ползучести слабо упрочняющихся материалов при нестационарных температурно-силовых режимах / О. В. Соснин // Проблемы прочности. - 1972. - № 1. - С. 74-77.
- [14] *Радченко, В. П.* Ползучесть и релаксация остаточных напряжений в упрочненных конструкциях / В. П. Радченко, М. Н. Саушкин. - М. : Машиностроение-1, 2005.
- [15] *Соснин, О. В.* О ползучести материалов с разными характеристиками на растяжение и сжатие / О. В. Соснин // Прикладная механика и техническая физика. - 1970. - № 5. - С. 136-139.
- [16] *Горев, Б. В.* К расчету на неустановившуюся ползучесть изгибаемого бруса с разрывными характеристиками на растяжение и сжатие / Б. В. Горев // Динамика сплошной среды : сб. науч. тр. - Новосибирск, 1973. - Вып. 14. - С. 44-51.

Yu. V. Nemirovskiy, A. P. Yankovskii

**THE ESTIMATION OF THE MAXIMUM ROTATION SPEED OF
DEFORMED METAL-COMPOSITE DISKS IN CREEP CONDITIONS**

*S.Khristianovich Institute of Theoretical and Applied Mechanics, Siberian Branch, Russian
Academy of Sciences*

Abstract. The task of detection of upper kinematical boundary of carrying capacity of complex reinforced metal-composite flat and deformed disks of constant and variable thickness in creep conditions is formulated and solved with linear programming method. It is shown that the structure with radial-circle placing of bars makes maximal angular speed of disc rotation, the disc deformation leads to abrupt reduction of its carrying capacity, maximum allowed speed of disc rotation working in creep conditions is several times less than the maximum allowed speed defined with short-term strength criterion.

Keywords: discs, reinforcement, maximum rotation speed, profiling, rigid-plastic model, rigid-creeping model, linear programming.

Немировский Юрий Владимирович

доктор физико-математических наук, профессор, главный научный сотрудник Института теоретической и прикладной механики им. С. А. Христиановича СО РАН

e-mail: nemirov@itam.nsc.ru

Янковский Андрей Петрович

доктор физико-математических наук, ведущий научный сотрудник Института теоретической и прикладной механики им. С. А. Христиановича СО РАН

e-mail: nemirov@itam.nsc.ru

Nemirovsky Yury Vladimirovich

Dr. Sci. Phys. & Math., Professor, S.Khristianovich Institute of Theoretical and Applied Mechanics, Siberian Branch, Russian Academy of Sciences, Novosibirsk

Yankovskii Andrey Petrovich

Dr. Sci. Phys. & Math., Professor, S.Khristianovich Institute of Theoretical and Applied Mechanics, Siberian Branch, Russian Academy of Sciences, Novosibirsk