

УДК 624.072.325.002.237

ВЛИЯНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ И АНИЗОТРОПИИ КЛЕЕНОЙ ДРЕВЕСИНЫ НА ОЦЕНКУ ПРОЧНОСТИ МЕТАЛЛОДЕРЕВЯННЫХ АРОК

Е. Н. СЕРОВ

Ленинградский инженерно-строительный институт

В ряде работ [4, 7, 10] отмечены случаи преждевременных отказов металлодеревянных арок (МДА). Исследования [1, 5] выявили наличие концентраций всех компонент тензора напряжений в клееных блоках у опорных штампов. Однако «прорастание» магистральных трещин на значительную глубину диктует расширение границ исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) таких элементов.

На рис. 1 показаны дефекты в виде трещин и особенности напряженного состояния клееных элементов при внецентренном сжатии.

Клееный блок МДА является одновременно наклонной балкой, несущей равномерно-распределенные поперечную q и продольную g нагрузки, и внецентренно сжатым стержнем трехшарнирной системы (рис. 1, *в*). Известно [12], что нагрузка g вызывает в поперечных сечениях бруса касательные напряжения τ_{xy} , даже если поперечная сила Q равна нулю.

$$\tau_{xy} = \frac{g}{b} \left(\frac{\partial y^2}{\partial x^2} + \frac{y}{h} - \frac{1}{4} \right). \quad (1)$$

Однако из рис. 1, *в* видно, что τ_{xy} в зависимости от Q и g вычитают в диапазоне $0,67h$ от нижней кромки клееного блока и суммируют лишь на оставшемся участке в $0,33h$. Кроме того, значения $\tau_{xy}(g)$ составляют в блоках МДА около 1 % от $\tau_{xy}(Q)$. Следовательно, влиянием скатной составляющей нагрузки на суммарные касательные напряжения можно пренебречь.

С целью выявления особенностей передачи опорных усилий N и Q и анализа их влияния на компоненты НДС блоков нами рассмотрены их воздействия раздельно (рис. 1, *з, д*). Припорную зону клееных блоков исследовали с помощью метода конечных элементов (МКЭ) на ЭВМ по программе DREWO, разработанной Р. Б. Орловичем. При передаче на торцы блоков МДА только усилия N , рассредоточенного по различной площади и оценке прочности по известным критериям [2, 3, 11] установлено следующее.

1. Подтвердилось удовлетворение принципа Сен-Венана на расстоянии, примерно равном утроенной высоте поперечных сечений клееных блоков [2, 6].

2. Кривая критериальной оценки (с увеличением эксцентриситета приложения N более чем $0,2h$) резко меняла направление, выходя в область перенапряжений (рис. 1, *е*).

3. Во всех точках величины относительных напряжений $\omega_i = \sigma_i/R_i$ по используемым критериям дают достаточно хорошее совпадение; здесь σ_i — действующие напряжения (полевой тензор), R_i — прочностные характеристики клееной древесины (материальный тензор).

4. Отрывающие напряжения на торцевой кромке клееного блока под штампом быстро уменьшались и на расстоянии $0,4 \dots 0,6h$ от тор-

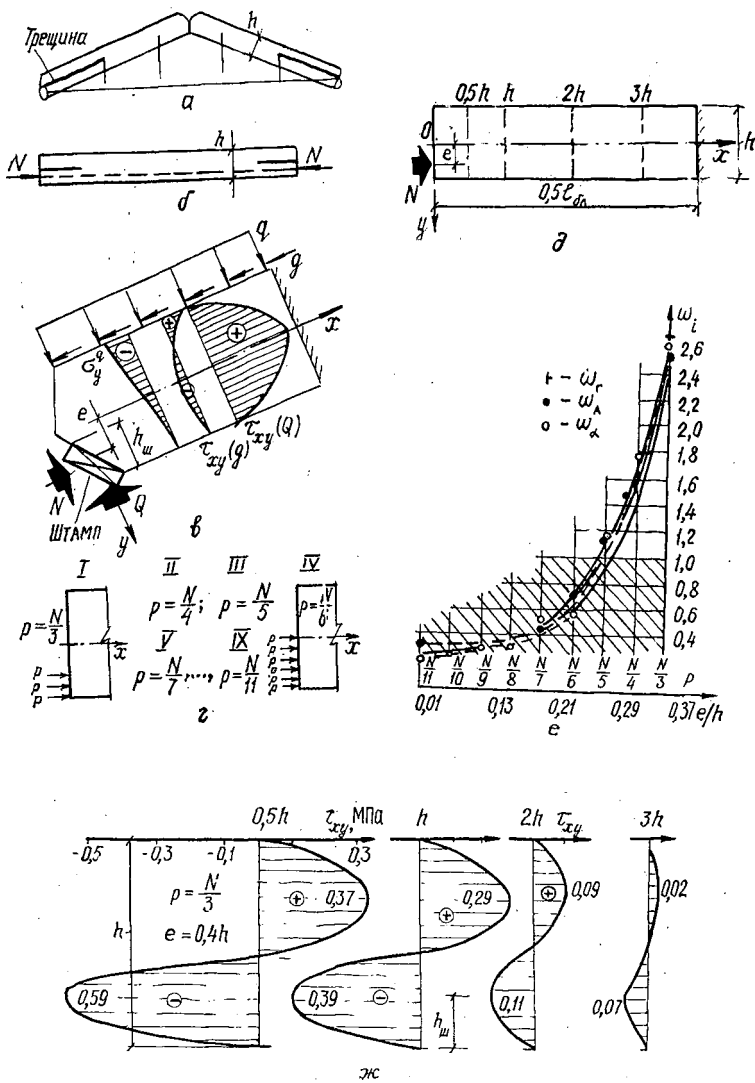


Рис. 1. Характерные дефекты в виде трещин и особенности напряженного состояния клееных элементов при внецентренном сжатии: а — общий вид типовой металлодеревянной арки (МДА); б — общий вид предварительно напряженной балки; в — расчетная схема фрагмента клееного блока МДА для реализации МКЭ на ЭВМ; г — основные варианты внецентренного сжатия клееного блока; д — расчетная схема раздельного приложения N к торцу клееного блока; е — кривые критерияльной оценки прочности клееного блока в зависимости от схемы передачи N ; (ω_a , ω_r и ω_A — относительные напряжения соответственно по критериям Е. К. Ашкенази, Г. А. Гейнева и первой классической теории); ж — эпюры касательных напряжений от Ne в различных сечениях блока на удалении от опоры на $0,5h$, h , $2h$ и $3h$

ца, в зависимости от характера приложения N , переходили в сжимающие.

5. Дополнительные касательные напряжения $\tau_{xy}(N)$ меняют знак по высоте поперечных сечений, но внутреннее равновесие сохраняется (рис. 1, ж). В продольных сечениях по полосам, идущим вдоль оси блока, знаки $\tau_{xy}(N)$ не меняются. Значения τ_{xy} достигают макси-

мальной величины на уровне верхней кромки штампа (рис. 1, ж). Это в совокупности с другими компонентами создает практически однородное и опасное напряженное состояние по площадкам наименьшей прочности клееной древесины на достаточной длине блока.

Напряжения сдвига действуют на участке клееных блоков длиной до $3h$, подтверждая отсутствие на этом расстоянии чистого изгиба моментом Ne и худшее удовлетворение принципа Сен-Венана, чем в изотропном теле. Влияние $\tau_{xy}(N)$ нельзя не учитывать в расчетах клееных блоков на прочность. Эти напряжения при расчетной нагрузке составляют в припорной зоне $0,2 \dots 0,5$ величины $R_{ск}(0)$. На расстоянии h от опорного сечения значения $\tau_{xy}(N)$ уменьшаются на $30 \dots 40\%$ от наибольших, однако соизмеримость их с $R_{ск}(0)$ остается.

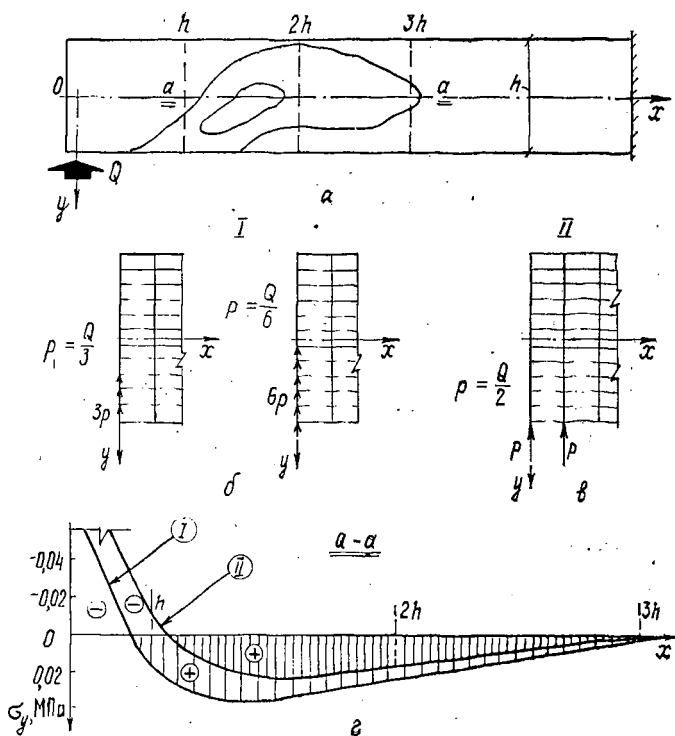


Рис. 2. Особенности напряженного состояния клееного блока МДА от отдельного приложения Q : a — расчетная схема фрагмента блока для реализации МКЭ на ЭВМ с очерчиванием области возникновения σ_y^{\pm} ; $b, в$ — основные варианты передачи Q на клееный блок МДА; $г$ — эпюры нормальных напряжений σ_y^{\pm} , не учитываемых существующими расчетами

Исследования НДС клееных блоков при воздействии поперечной силы Q (рис. 2) также выявили дополнительные напряжения, не учитываемые существующими расчетами. Касательные напряжения с достаточной точностью описаны формулой Журавского при любой схеме передачи Q . В случае же приложения Q через штамп на торец (схема I, рис. 2, б) максимальная ордината τ_{xy} имеет тенденцию увеличения в припорной зоне. Так, на расстоянии от торца блока на $0,5h$ и h превышение максимальных τ_{xy} над вычисленными по классической формуле соответственно составило 12 и 8% .

Нормальные напряжения, действующие поперек волокон σ_y , еще заметнее зависят от схемы приложения Q к опорной части МДА. Поперечная сила, передаваемая на блок по схеме I, за область интенсивного «прижима» σ_y^- приводит к возникновению опасных отрывающих напряжений σ_y^+ , больших по величине, чем при воздействии Q на нижнюю кромку блока (схема II, рис. 2, в). При первой схеме загрузки величины σ_y^+ появляются на меньших расстояниях от торца и круче возрастают ординаты эпюр, распространяющихся на увеличенном диапазоне (на участке x от $0,75h$ до $3h$). Так, в сечениях, отстоящих от торца на $1,3 \dots 1,5$ высоты блока, передача Q через торец вызывает отрывающие напряжения (рис. 2, г), почти в полтора раза большие, чем при второй схеме загрузки.

Изучение НДС клееных блоков в составе всей системы МДА выявило присутствие σ_y^+ на длине от $0,8h$ до $2h$, особенно при конструктивном решении крыши с прогонами. Эти отрывающие напряжения невелики, однако и прочность клееной древесины в направлении их действия минимальна, а σ_y^+ изменяет величину и направление σ_x в сторону увеличения риска возникновения трещин.

Совокупность компонент создает практически однородное напряженное состояние вдоль площадок с минимальной прочностью и малым градиентом степени опасности на значительной длине. Исследования позволили рекомендовать в качестве наиболее рациональной схемы передачи опорных усилий раздельную: N — через торец, Q — через нижнюю кромку; скошенный участок не должен выходить за пределы опорной подушки, а эксцентриситет e — превышать $0,2h$.

В совокупности всех напряжений наиболее опасные точки располагаются в диапазоне $x = 1,0 \dots 1,3h$ от оси опоры в уровне верха упорного штампа (на расстоянии y от оси блока).

В первом приближении проверку рекомендуется выполнять по наиболее доступному рабочему критерию, основанному на первой классической гипотезе [11]:

$$0,5 [\sigma_x + \sigma_y + \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2}] \leq R_\alpha^+, \quad (2)$$

где R_α^+ — расчетное сопротивление клееной древесины под углом α к направлению волокон.

$$\left. \begin{aligned} \text{При } \sigma_x - \sigma_y > 0 \quad \alpha &= 0,5 \operatorname{arctg} \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y}, \\ \text{при } \sigma_x - \sigma_y = 0 \quad \alpha &= 45^\circ, \\ \text{при } \sigma_x - \sigma_y < 0 \quad \alpha &= 0,5 \left(180^\circ - \operatorname{arctg} \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \right). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

В расчет следует принимать суммарные напряжения σ_y и τ_{xy} , определяемые как по элементарным формулам СНиП, так и дополнительным, которые предложено вычислять приближенно.

На участке возрастания узлового разгружающего момента Ne накопившееся сдвиговое усилие

$$T_N = \frac{NeS}{I}, \quad (4)$$

где S и I — соответственно статический момент и момент инерции поперечного сечения блока.

Предположив, что T_N распределяется на длине участка его накопления ($x = 3h$) по обычному закону изменения касательных напряжений в элементах цельного сечения (учитывая жесткость клеевых связей), приближенно можно определить:

$$\tau_{xy}^{max}(N) = 1,5 \frac{T_N}{F_{эфф}} = 0,75 \frac{Ne}{bh^2}. \quad (5)$$

Здесь $F_{эфф} = 3bh$ — эффективно работающая площадь скалывания от N (рабочая длина площадки скалывания равна $3h$).

Приближенные расчеты типовых МДА показали, что дополнительные $\tau_{xy}^{max}(N)$ составляют около 30 % касательных напряжений, вычисленных по формуле Журавского. Приближенные данные с достаточной степенью точности (в пределах 7 %) согласуются с расчетами по МКЭ на ЭВМ.

При равномерно распределенной нагрузке q сжимающие нормальные напряжения

$$\sigma_{y(q)}^- = \frac{q}{2I} \left(\frac{y^3}{3} - \frac{h^2y}{4} + \frac{h^3}{12} \right). \quad (6)$$

Отрывающие нормальные напряжения

$$\sigma_{y(q)}^+ = \frac{2Q}{bh} S_i, \quad (7)$$

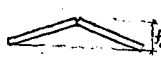
где S_i — величина, определяемая по формуле

$$S_i = \left(\frac{y}{h} \right)^3 + 0,1 \left(\frac{y}{h} \right)^2 + 0,16. \quad (8)^*$$

При совершенствовании МДА с некоторым вынужденным изменением технологии необходимо решать следующие задачи конструирования:

- создание обратного знака изгибающего момента не в узле, а в пролете по мере нарастания основного (балочного);
- уменьшение возможности появления отрывающих и больших концентраций касательных напряжений;

Результаты сравнительных испытаний металлодеревянных арок

Схема арки пролетом 3 м	$\frac{q_{разруш}}{q_{расч}}$	Относительные прогибы f/l			Расход древесины, м ³
		q_n	$q_{расч}$	$q_{разруш}$	
Типовая МДА 	3,23	$\frac{1}{1107}$	$\frac{1}{759}$	$\frac{1}{150}$	0,013
Пятиугольная со стыком на зубчатый шип 	2,94	$\frac{1}{877}$	$\frac{1}{638}$	$\frac{1}{133}$	0,011
Пятиугольная без стыкования блоков 	3,24	$\frac{1}{719}$	$\frac{1}{544}$	$\frac{1}{181}$	0,011

* Автор приносит извинения за неточности в записи формул (12) и (13) в предыдущей публикации [9].

— стремление к полноценному использованию материала путем устранения недонапряженных сечений по длине клееных блоков.

Наиболее простыми и доступными (с учетом получения элементов КДК переменной высоты путем раскроя большеформатных заготовочных блоков постоянного сечения [8]) являются пятиугольные арки с применением двускатных клееных блоков. Эксцентриситет передачи N постепенно увеличивается по ходу возрастания основного изгибающего момента. За счет изменения конструктивного решения удалось уйти от узлового момента N_e , приводящего к опасным сочетаниям компонент напряженного состояния клееных блоков, а следовательно, и к завышению материалоемкости. В пятиугольных арках с одинаковой стрелой подъема f_0 (схемы в табл.), при условии примерно одинаковой несущей способности, материалоемкость клееных блоков уменьшается до 20 %.

Вследствие сжатия с изгибом, в клееных блоках арок уменьшена опасность разрушения от краевых растягивающих напряжений, что способствует применению элементов, склеенных на зубчатый шип в середине длины. Это расширяет целесообразность получения двускатных полуарок из крупноразмерных заготовочных блоков.

Результаты выполненных исследований, отражающих особенности напряженного состояния клееных блоков типовых МДА, подтвердили необходимость изменения их конструктивного решения и наметили пути его осуществления. Проведенные испытания следует расценивать как поисковое приближение к новой конструкции.

ЛИТЕРАТУРА

- [1]. Агагин В. И. Исследование скальвающих напряжений в узлах деревянных конструкций при приложении усилий на части торца сопрягаемых элементов: Автореф. дис. . . канд. техн. наук.— М., 1976.— 21 с. [2]. Ашкенази Е. К. Анизотропия древесины и древесных материалов.— М.: Лесн. пром-сть, 1978.— 224 с. [3]. Гениев Г. А. О критерии прочности древесины при плоском напряженном состоянии // Строительная механика и расчет сооружений.— 1981.— № 3.— С. 15—20. [4]. Натахин В. Г. Основные причины дефектов несущих клееных деревянных конструкций сельских производственных зданий // Несущие деревянные конструкции: Тр. ЦНИИСК.— М., 1981.— С. 116—124. [5]. Орлович Р. Б., Кореньков Г. И., Найчук А. Я. О напряженном состоянии опорных участков клееных деревянных арок // Конструкции из клееной древесины и пластмасс: Межвуз. темат. сб. тр.— Л.: ЛИСИ, 1980.— С. 36—41. [6]. Орлович Р. Б., Найчук А. Я. О принципе Сен-Венана при загрузке элементов из древесных материалов // Строительство и архитектура.— 1981.— № 9.— С. 14—17.— (Изв. высш. учеб. заведений). [7]. Светозарова Е. И. Некоторые вопросы совершенствования конструктивных решений и методов расчета КДК // Исследование конструкций из клееной древесины и пластмасс.— Л.: ЛИСИ.— 1977.— № 1 (132)— С. 5—12. [8]. Светозарова Е. И., Серов Е. Н., Лабудин Б. В. Некоторые вопросы совершенствования клееных деревянных конструкций в процессе изготовления // Лесн. журн.— 1985.— № 2.— С. 65—68.— (Изв. высш. учеб. заведений). [9]. Серов Е. Н. Анализ напряженного состояния клееных балок в зоне наблюдаемого разрушения // Лесн. журн.— 1986.— № 6.— С. 55—61.— (Изв. высш. учеб. заведений). [10]. Серов Е. Н. О совершенствовании треугольных металлодеревянных арок // Конструкции из клееной древесины и пластмасс: Межвуз. сб.— Л.: ЛИСИ, 1983.— С. 42—47. [11]. Серов Е. Н., Хапин А. В. Выбор критерия прочности для клееной древесины изгибаемых и сжат-изгибаемых элементов конструкций // Лесн. журн.— 1984.— № 1.— С. 72—76.— (Изв. высш. учеб. заведений). [12]. Филоненко-Бородич М. М. Теория упругости.— М.: Физматгиз, 1959.— 364 с.

Поступила 18 июля 1988 г.

УДК 674.05 : 534.1

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ
НА ГИРОСКОПИЧЕСКИЕ РЕАКЦИИ ПОДШИПНИКОВ**

Т. П. СТУКОВА, И. А. ПОПОВА

Архангельский лесотехнический институт

Проявление гироскопических эффектов в различных машинах и механизмах весьма разнообразно [2]. Рассмотрим влияние гироскопических эффектов на характер колебаний фрезерной головки фрезерно-брусующего станка и гироскопические реакции подшипников, вызванные динамической неуравновешенностью фрезерной головки.

Уравнения малых колебаний динамически неуравновешенного ротора на упругом валу приведены нами в работе [1]. Эти же уравнения описывают и малые колебания фрезерной головки:

$$\begin{aligned} A\ddot{\beta} - H\dot{\alpha} + c\beta &= -(A - C)\epsilon\omega_{30}^2 \cos \omega_{30}t; \\ A\ddot{\alpha} + H\dot{\beta} + c\alpha &= (A - C)\epsilon\omega_{30}^2 \sin \omega_{30}t, \end{aligned} \tag{1}$$

где A, C — главные моменты инерции фрезерной головки;

α, β — углы, обусловленные изгибом оси вала;

c — жесткость вала на изгиб;

ω_{30} — угловая скорость вала;

H — кинетический момент фрезерной головки;

ϵ — угол отклонения главной оси инерции фрезерной головки Z от конструктивно заданной оси подшипников (рис. 3 [1]).

Частные решения системы линейных неоднородных уравнений (1) находим в виде

$$\beta = -R_{\beta} \cos \omega_{30}t; \quad \alpha = R_{\alpha} \sin \omega_{30}t. \tag{2}$$

Здесь R_{α}, R_{β} — амплитуды вынужденных колебаний (максимальные углы поворотов диска вокруг осей Резаля, рис. 4 [1]).

После подстановки (2), первых и вторых производных по времени от (2) в систему уравнений (1) имеем:

$$R_{\beta} = -R_{\alpha} = \frac{\epsilon\omega_{30}^2(A - C)(H\omega_{30} + A\pi_{30}^2 - c)}{(A\omega_{30}^2 - c)(A\omega_{30}^2 - c) - H^2\omega_{30}^2} \tag{3}$$

или

$$R_{\beta} = \epsilon D,$$

где D — коэффициент при ϵ .

Наличие в левых частях уравнений (1) гироскопических членов $H\dot{\alpha}$ и $H\dot{\beta}$ не только связывает углы α и β [1], но позволяет вычислить гироскопические реакции подшипников.

При $\alpha \ll 1$ гироскопические моменты относительно осей 1 и 2 (рис. 4 [1]) M_1^r и M_2^r определяем по формулам [1]:

$$\begin{aligned} M_1^r &= H\dot{\beta} \cong HR_{\beta}\omega_{30} \sin \omega_{30}t; \\ M_2^r &= -H\dot{\alpha} \cong HR_{\alpha}\omega_{30} \cos \omega_{30}t. \end{aligned} \tag{4}$$