

УДК 532.57; 533.6/7; 535.8; 629.7/.016

АНАЛИЗ СТОЙКОСТИ МАТЕРИАЛОВ В КРИТИЧЕСКИХ СЕЧЕНИЯХ СОПЕЛ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ УСТАНОВОК ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ

М. Е. Топчиян^{*,**}, В. И. Пинаков^{**},
А. А. Мещеряков^{***}, В. Н. Рычков^{*,***}

* Институт гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, 630090 Новосибирск

** Новосибирский государственный университет, 630090 Новосибирск

*** Конструкторско-технологический филиал

Института гидродинамики им. М. А. Лаврентьева СО РАН, 630090 Новосибирск

E-mail: topch@hydro.nsc.ru

Разработан подход, позволяющий проводить оценку пригодности материалов для изготовления сопловых вставок, предназначенных для аэродинамических установок сверхвысокого давления, в которых в качестве рабочего газа используются технический азот и воздух. Проведен анализ ряда перспективных материалов.

Ключевые слова: напряжения в теле сопловой вставки, термическая стойкость материала.

Введение. Условия одновременного моделирования обтекания перспективных воздушно-космических аппаратов по числам Маха и Рейнольдса требуют использования высоких давлений в форкамере источников газа для аэродинамических труб [1]. Альтернативой являются чрезвычайно дорогостоящие летные испытания. Достигнутые в форкамере (более 30 лет назад) давление (до 1 ГПа) и температура (2000 К) позволяют реализовать весь необходимый диапазон чисел Маха и Рейнольдса на наземных установках с соплами диаметром 500 мм и более при времени рабочего режима от 50 до 300 мс и постоянном давлении в форкамере [1–3].

Материал сопел таких установок в окрестности критического сечения находится в условиях неравномерной экстремальной нагрузки. Сопловые вставки, обеспечивающие формирование сверхзвукового потока, подвергаются осевому сжатию давлением, близким к давлению газа в форкамере p_0 . По внешней цилиндрической поверхности вставки действует такое же давление, а на внутренней профилированной поверхности давление изменяется от значения $p_a = p_0$ на входе в сопловую вставку до значения $p_a^* \approx 0,4p_0$ в критическом сечении. По мере приближения к выходу из вставки давление на внутренней поверхности уменьшается до значения $p_a \leq 0,03p_0$ (см. [4]). В критическом сечении, где значение величины теплового потока во много раз превышает соответствующее значение выше по течению, наблюдается наибольшая скорость нагревания вставки. При воздействии горячего газа во вставке вследствие теплового расширения возникают интенсивные термические напряжения, сжимающие ее внутренние слои и растягивающие внешние слои. Нагревание приводит к снижению прочности материала, а в случае работы с воздухом — к быстрому окислению и появлению эрозии. Эти факторы обуславливают необходимость

подбора материалов, применяемых при изготовлении сопловых вставок для таких установок, и оценки их стойкости.

В работе [4] приведены примеры воздействия горячего потока плотного газа на некоторые материалы и выполнена оценка термических напряжений, возникающих в сопловой вставке, изготовленной из сапфира. В настоящей работе в рамках модели, развитой в [4], проводится оценка раздельного и совместного воздействия силового и термического факторов на напряженное состояние материала и устанавливаются требования к материалам, которые могут быть использованы при изготовлении сопловых вставок для аэродинамических установок. Заметим, что требование воспроизводимости эксперимента при проведении многократных пусков установок обуславливает недопустимость пластических деформаций сопловых вставок.

Совместное воздействие давления и температуры. В силу аддитивности деформаций и напряжений для материалов, удовлетворяющих закону Гука, эквивалентные напряжения являются суммой механических нагрузок и напряжений, вызванных неоднородностью термических деформаций. Для цилиндрических тел напряжения, вызванные действием давления, определяются известными формулами Ламе. Расчет термических напряжений проведен в работе [5. С. 479]. Для цилиндров с нагреваемой внутренней поверхностью главные напряжения (радиальные r , окружные θ и осевые z) на внутреннем a и внешнем b диаметрах определяются выражениями

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta}(a) &= \frac{(k^2 + 1)p_a}{k^2 - 1} - \frac{2k^2 p_b}{k^2 - 1} + E_0 \left(F(b) \frac{2k^2}{k^2 - 1} - \alpha_0 \Delta T(a) \right), \\ \sigma_z(a) &= -\frac{k^2 p_0}{k^2 - 1} + E_0 \left(F(b) \frac{2k^2}{k^2 - 1} - \alpha_0 \Delta T(a) \right), \quad \sigma_r(a) = -p_a, \\ \sigma_{\theta}(b) &= \frac{2p_a}{k^2 - 1} - \frac{(k^2 + 1)p_b}{k^2 - 1} + E_0 \left(F(b) \frac{2k^2}{k^2 - 1} - \alpha_0 \Delta T(b) \right), \\ \sigma_z(b) &= -\frac{k^2 p_0}{k^2 - 1} + E_0 \left(F(b) \frac{2k^2}{k^2 - 1} - \alpha_0 \Delta T(b) \right), \quad \sigma_r(b) = -p_b.\end{aligned}\tag{1}$$

Здесь $k = b/a$; $F(r) = \frac{1}{r^2} \int_a^r \rho \alpha_0 \Delta T(\rho) d\rho$ (метод приближенного расчета этой функции

изложен в [4]); $E_0 = E/(1 - \mu^2)$; $\alpha_0 = \alpha(1 + \mu)$; α — коэффициент термического расширения; E — модуль Юнга; μ — коэффициент Пуассона материала вставки (считаем, что E , α , μ в рассматриваемом интервале температур меняются незначительно); p_0 , p_a , p_b — давления в форкамере, на внутренней и внешней поверхностях вставки; $\Delta T(\rho)$ — распределение приращения температуры вставки к моменту прекращения истечения газа $t = t_0$. Поскольку к этому моменту температура внешней поверхности вставки практически не меняется [4], полагаем, что скачок $\Delta T(b)$ равен нулю.

Содержащие давления “силовые” слагаемые формул (1) позволяют оценить напряжения, возникающие в отсутствие нагревания. При движении газа по сопловой вставке от критического сечения до выхода из нее его давление меняется от значения $p_a^* \approx 0,43p_0$ до $p_a \approx 0,03p_0$.

На внутренней поверхности в критическом сечении вставки ($a = a^*$)

$$\sigma_{\theta}^p(a^*) = \frac{0,43(k_*^2 + 1)}{k_*^2 - 1} p_0 - \frac{2k_*^2}{k_*^2 - 1} p_b, \quad \sigma_r^p(a^*) = -0,43p_0, \quad \sigma_z^p(a^*) = -\frac{k_*^2}{k_*^2 - 1} p_0,$$

а на выходе из нее ($a = a_{ex}$)

$$\sigma_{\theta}^p(a_{ex}) = \frac{0,03(k_{ex}^2 + 1)}{k_{ex}^2 - 1} p_0 - \frac{2k_{ex}^2}{k_{ex}^2 - 1} p_b,$$

$$\sigma_r^p(a_{ex}) = -0,03p_0, \quad \sigma_z^p(a_{ex}) = -\frac{k_{ex}^2}{k_{ex}^2 - 1} p_0.$$

На внешней поверхности соответственно

$$\sigma_{\theta}^p(b^*) = \frac{0,86}{k_*^2 - 1} p_0 - \frac{k_*^2 + 1}{k_*^2 - 1} p_b, \quad \sigma_r^p(b^*) = -p_b, \quad \sigma_z^p(b^*) = -\frac{k_*^2}{k_*^2 - 1} p_0,$$

$$\sigma_{\theta}^p(b_{ex}) = \frac{0,06}{k_{ex}^2 - 1} p_0 - \frac{k_{ex}^2 + 1}{k_{ex}^2 - 1} p_b, \quad \sigma_r^p(b_{ex}) = -p_b, \quad \sigma_z^p(b_{ex}) = -\frac{k_{ex}^2}{k_{ex}^2 - 1} p_0.$$

Заметим, что при отсутствии давления на внешней поверхности ($p_b = 0$) осевые напряжения сохраняются, поскольку со стороны форкамеры в осевом направлении на вставку по всей ее площади действует давление газа $p_a \approx p_0$. При отсутствии этого давления осевые термические напряжения на торцевых поверхностях вставки равны нулю. Подставляя значения давлений и величины k для этих двух сечений (в случае вставки, рассмотренной в [4], в критическом сечении $k^* = b/a^* = 11,0$, на выходе из вставки $k_{ex} = b/a_{ex} = 2,52$), можно получить оценки для пяти вариантов нагружения вставки.

Первый вариант соответствует моменту непосредственно после окончания истечения, когда давление полностью снимается (приращение температуры $\Delta T_0 = 1300$ К, $p_0 = 0$) и вставка находится под действием только термических напряжений, которые в соответствии с характеристиками сапфира, представлявшегося перспективным для использования, были рассчитаны с помощью метода, предложенного в [4]: $\sigma_{\theta}^T(a^*) = \sigma_z^T(a^*) \approx -5,68$ ГПа, $\sigma_{\theta}^T(a_{ex}) \approx -4,8$ ГПа, $\sigma_{\theta}^T(b^*) = \sigma_z^T(b^*) \approx 0,56$ ГПа, $\sigma_{\theta}^T(b)_{ex} \approx 1,44$ ГПа. Вследствие отсутствия внешнего силового воздействия

$$\sigma_z^T(b)_{ex} = \sigma_z^T(a_{ex}) = \sigma_r^T(a^*) = \sigma_r^T(a_{ex}) = \sigma_r^T(b^*) = \sigma_r^T(b)_{ex} = 0.$$

Во втором варианте нагрев и давление на внешней поверхности отсутствуют ($\Delta T_0 = 0$, $p_b = 0$), на внутреннюю поверхность вставки действует давление газа, изменяющееся вдоль нее в пределах $p_a = (0,43 \div 0,03)p_0$. Для эксперимента, описанного в [4], $p_0 = 516$ МПа.

Третий вариант соответствует истечению горячего газа при отсутствии давления на внешней поверхности ($\Delta T_0 = 1300$ К, $p_b = 0$). В четвертом варианте действует только внешнее давление, равное давлению в форкамере ($\Delta T_0 = 0$, $p_b = p_0$). Наконец, пятый вариант соответствует параметрам эксперимента [4] непосредственно перед окончанием истечения газа ($\Delta T_0 = 1300$ К, $p_b = p_0 = 516$ МПа).

В табл. 1 приведены значения напряжений, соответствующие разным условиям на внутренней А и внешней Б поверхностях вставки. Жирным шрифтом выделены значения напряжений, превышающие значения пределов прочности, определенные по критериям, рассматриваемым ниже.

Критерии разрушения. Установлено, что разрушение толстостенных цилиндров при действии высокого внутреннего давления начинается снаружи под действием напряжений, растягивающих внешние слои [6]. Поэтому согласно первой теории прочности максимальные напряжения должны удовлетворять условию $\sigma_{\max}(b) \leq \sigma_b$, где σ_b — прочность хрупкого материала на разрыв. Этот критерий можно применять только в случае, когда максимальное нормальное напряжение больше нуля (растяжение) [7. С. 134], т. е. для вариантов расчета 1Б, 2А, 2Б, 3Б, 5Б.

Таблица 1

Результаты расчета напряжений во вставке из сапфира

Вариант расчета	Температурно-силовые параметры			Поверхность	Критическое сечение			Выход из вставки			$ \tau_{\max} $, ГПа
	T_0 , К	p_0 , МПа	p_b , МПа		σ_θ^* , ГПа	σ_r^* , ГПа	σ_z^* , ГПа	σ_θ^{ex} , ГПа	σ_r^{ex} , ГПа	σ_z^{ex} , ГПа	
1	1300	0	0	А	-5,68	0	-5,68	-4,80	0	—	2,84
				Б	0,56	0	0,56	1,44	0	0	1,22
2	0	516	0	А	0,225	-0,22	-0,52	0,02	-0,015	-0,61	0,37
				Б	0,004	0	-0,52	0,006	0	-0,61	0,31
3	1300	516	0	А	-5,45	-0,22	-6,20	-4,78	-0,015	-0,61	2,99
				Б	0,56	0	0,04	1,44	0	-0,61	0,72
4	0	516	516	А	-0,82	-0,22	-0,52	-1,02	-0,015	-0,61	0,50
				Б	-0,52	-0,52	-0,52	-0,70	-0,52	-0,61	0,09
5	1300	516	516	А	-6,50	-0,22	-6,20	-5,82	-0,015	-0,61	3,14
				Б	0,04	-0,52	0,04	-0,74	-0,52	-0,61	0,26

В случаях 2А, 2Б максимальные растягивающие напряжения σ_θ^* значительно меньше предела прочности сапфира на разрыв ($\sigma_b = 0,7$ ГПа) и не должны привести к разрушению. В случаях 1Б, 3Б вставка должна разрушиться, поскольку растягивающие напряжения на внешней поверхности (1,44 ГПа) примерно в два раза превышают значение σ_b для сапфира. Разрушение должно начаться на внешней поверхности вставки вблизи выхода. Под действием давления на внешней поверхности (вариант 5Б) растягивающие напряжения уменьшаются до значения $\sigma_\theta^* = 0,04$ ГПа.

В случаях 1А, 3А, 4А, 4Б, 5А, когда все напряжения являются сжимающими, разрушение происходит вследствие наличия касательных (сдвиг, срез) напряжений, поэтому оценку стойкости вставки из сапфира следует проводить с учетом того, что значения его прочности на растяжение и сжатие различаются почти в три раза ($\sigma_{сж} \approx 2,0$ ГПа, $\sigma_b \approx 0,7$ ГПа). Взаимное влияние двух возможных в этом случае механизмов разрушения (среза и отрыва), а также различие значений пределов прочности материала на растяжение и сжатие $\sigma_b < |\sigma_{сж}|$ учитываются критерием Мора. Если эти значения известны, то предел прочности на сдвиг определяется формулой $\tau_b = \sigma_b / (1 + \sigma_b / |\sigma_{сж}|)$, а на отрыв — формулой $S_0 = \sigma_b / (1 - \sigma_b / |\sigma_{сж}|)$ [5. С. 451]. Для сапфира $\tau_b = 0,518$ ГПа, $S_0 = 1,077$ ГПа.

Разрушение происходит на площадке с максимальными касательными напряжениями $\tau_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_3) / 2$, на которой нормальные напряжения равны $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_3) / 2$ ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ [7. С. 36]). Значения τ_{\max} приведены в табл. 1.

Данные табл. 1 показывают, что вставка из сапфира не разрушится только в отсутствие термических напряжений (случаи 2 и 4), когда максимальные растягивающие (0,225 ГПа) и касательные (0,5 ГПа) напряжения не превышают пределов прочности на растяжение ($\sigma_b = 0,7$ ГПа) и сдвиг ($\tau_b = 0,518$ ГПа). Следует отметить, что в случае 5 действие давления на внешней поверхности приводит к снижению растягивающих напряжений, а в случае 4 — к переходу всех главных напряжений в область сжатия. Однако действие внешнего давления приводит к росту максимальных тангенциальных напряжений, которые уже только за счет наличия термических напряжений превышают предел прочности сапфира в соответствии с критерием Мора (ср. значения $|\tau_{\max}|$ для вариантов 1А, 5А).

Таким образом, оценки показывают, что в рассматриваемом случае использование давления на внешней поверхности вставки не имело смысла, тем более что его действие прекращалось в тот момент, когда термические напряжения достигали максимума. Нецелесообразна также запрессовка вставки в стальную обойму с натягом. Следовательно, неоднородность нагрева вставки, характерная для газодинамических установок высокого давления, при действии внешнего давления и без него приводит к превышению прочностных возможностей сапфировой вставки. Очевидна необходимость поиска других материалов.

Некоторые общие закономерности. В случае не нагруженного давлением цилиндра с использованием температурных слагаемых формул (3) в [4] можно получить общее соотношение для окружных напряжений на внешней поверхности, позволяющее оценить допустимый скачок температуры на внутренней поверхности. Это соотношение содержит критерий Фурье, отношение размеров и прочностные характеристики материала:

$$\Delta T_{W \max} \leq \frac{1 - 1/k^2}{\text{Fo} + (2/(k\sqrt{\pi}))\sqrt{\text{Fo}}} \frac{(1 - \mu)\tau_b}{E\alpha} = G M_T. \quad (2)$$

В формуле (2) комбинация свойств материала $M_T = (1 - \mu)\tau_b/(E\alpha)$, имеющая размерность температуры, характеризует его способность сопротивляться разрушению вследствие наличия термических напряжений. Для лейкосапфира $E \approx 400$ ГПа, $\sigma_b \approx 0,7$ ГПа, $\sigma_{сж} \approx 2,0$ ГПа, согласно критерию Мора $\tau_b \approx 0,518$ ГПа, $\alpha \approx 9 \cdot 10^{-6}$ град $^{-1}$, $\mu \approx 0,25$. При этих значениях получаем $M_T \approx 107,5$ °С.

В формуле (2) первый безразмерный множитель G зависит от критерия Фурье Fo и соотношения геометрических размеров. Значение G увеличивается с уменьшением критерия Фурье, обратно пропорционального квадрату линейных размеров вставки, поэтому увеличение размеров вставки должно приводить к повышению ее стойкости. В то же время G уменьшается с уменьшением относительной толщины стенки k . Следовательно, допустимый скачок температуры на внутренней поверхности на выходе из вставки (при заданном M_T) также должен быть меньше, чем в критическом сечении. В данном случае в критическом сечении вставки из сапфира ($2a = 0,573$ мм) $G = 22,2$, а на выходе из вставки ($2a = 2,5$ мм) $G \approx 8,18$. В соответствии с этим скачок температуры на внутренней поверхности не должен превышать 2378 и 875 °С соответственно. Это означает, что под действием термических напряжений разрушение вставки, по-видимому, начнется на выходе из нее.

Анализ стойкости различных материалов. В табл. 2 для ряда неметаллических материалов приведены значения пределов прочности на сжатие $\sigma_{сж}$ и растяжение или изгиб σ_b , предел прочности к касательным напряжениям τ_b , рассчитанный по критерию Мора, коэффициент Пуассона μ , модуль Юнга E , коэффициент термического расширения α , температурно-прочностной параметр M_T , температуропроводность a_T , толщина δ слоя, за пределами которого увеличение температуры не превышает 10 % скачка на внутренней поверхности, критерий Фурье Fo , параметр G (для геометрических размеров, указанных в [4]), допустимый скачок температуры на внутренней поверхности ΔT_{\max}^{ex} на выходе из вставки (это значение всегда меньше значения ΔT_{\max}^* в критическом сечении вставки), температура плавления $T_{пл}$. При наличии данных о значениях параметров при различных температурах использовались данные для температуры $T_{ст} \approx 650$ °С. Скачок температуры и время воздействия теплового импульса соответствовали условиям проведенного в [4] эксперимента: $\Delta T_0 \approx 1300$ К, $\Delta t \approx 50$ мс.

Указанные выше критерии применимы для хрупких материалов. При анализе прочности металлов используется энергетический критерий Хубера — Мизеса (четвертая теория прочности) [7. С. 444], согласно которому интенсивность напряжений σ_i не должна пре-

Таблица 2

Прочностные и термические характеристики некоторых неметаллических материалов

Материал	$\sigma_{сж}$, ГПа	σ_b , ГПа	τ_b , ГПа	$1 - \mu$	E , ГПа	$\alpha \cdot 10^6$, м ² /с	M , К	$a_T \cdot 10^6$, К ⁻¹	δ , мм	Fo	G^*	G_{ex}	ΔT_{max}^{ex} , °C	$T_{пл}$, °C
Сапфир	2,0	0,7	0,518	0,75	400	9,03	107	5,53	1,22	0,028	22	8	875	2045
Кварц	>1,1	0,05	0,048	0,84	71,7	0,54	1030	0,86	0,40	0,004	29	25	25750	1470
ВеО	1,55	0,14	0,127	0,74	345	8	—	88,7	4,90	0,447	1,9	1,1	—	2578
ZrO ₂ + 5 % Y ₂ O ₃	—	0,8*	0,4	0,75	—	10	—	0,93	0,50	0,005	81	23	—	2687
WC BK-6	5,1	1,2*	0,97	0,75	643	3,84	295	9,39	1,59	0,047	14	5,9	1726	2867
Эльбор	2,1	0,5**	—	0,75	720	3,75	—	18,7	2,25	0,094	7,9	3,6	—	2973

* Значение получено при испытании на изгиб.

** Вычислено по второму критерию прочности с использованием значения $\sigma_{сж}$.

Таблица 3

Прочностные и термические характеристики некоторых металлов

Материал	σ_b , ГПа	σ_T , ГПа	$1 - \mu$	E , ГПа	$\alpha \cdot 10^6$, м ² /с	M_b , К	M_T , К	$a_T \cdot 10^6$, К ⁻¹	δ , мм	Fo	G^*	G_{ex}	ΔT_{max}^* , °C	ΔT_{max}^{ex} , °C	$T_{пл}$, °C
Внутренне окисленная медь	0,36	0,34	0,66	112	17	125	118	108,0	5,37	0,544	1,61	0,97	88,2	53,1	1083
Сталь	1,2	0,88	0,73	210	14	298	218	8,5	1,51	0,043	15,4	6,20	1915	1352	1500
Цирконий	0,25	0,11	0,65	98	7,1	230	106	11,3	1,74	0,057	12,2	5,14	1399	591	1855
Молибден	0,50	0,29	0,676	329	5,6	183	108	50,3	3,67	0,253	3,25	1,76	596	190	2610
Вольфрам	0,62	0,55	0,72	411	4,4	247	219	48,5	3,62	0,244	3,36	1,81	736	394	3410
Рений	1,15	—	0,7	473	6,7	254	—	18,0	2,21	0,091	8,14	6,40	1033	813*	3170
Иридий	1,24	—	0,74	528	6,6	212	—	50,9	3,71	0,257	3,21	1,74	417	226*	2447
Платина	0,24	—	0,62	168	8,8	101	—	25,3	2,61	0,128	6,02	2,92	303	147*	1769
Pt + 30 % Ir	1,19	—	≈0,66	≈276	8,5	323	—	33,0	2,99	0,166	4,77	2,41	816	412*	1885

* Оценка по значению σ_b .

вышать предела текучести σ_T :

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \leq \sigma_T.$$

В табл. 3 представлены данные для некоторых металлов, которые могут рассматриваться как перспективные материалы для сопловых вставок. Вместо значений $\sigma_{сж}$, σ_b приводятся значения σ_b , σ_T и зависящие от них параметры M_b и M_T . При этом величина τ_b в формуле (2) принимается равной пределу текучести σ_T . В тех случаях, когда значение σ_T известно, ΔT_{\max}^{ex} определяется по M_T .

Следует отметить, что во многих справочниках отсутствует необходимый для расчета полный набор характеристик материалов. Более того, в разных справочниках приведены существенно различающиеся значения величин. Поэтому данные табл. 3 следует считать приблизительными. Несмотря на это, в результате сравнения свойств различных материалов можно сделать некоторые общие выводы.

Анализ свойств различных материалов. Среди неметаллов вследствие аномально низких значений E , α , μ наибольшее значение ΔT_{\max}^{ex} имеет кварц, для которого характерна высокая стойкость к термическому удару. Использованию кварца для изготовления вставок могут препятствовать низкие прочность на растяжение и сдвиг и температура размягчения.

Оксид бериллия обладает настолько большой теплопроводностью (почти как у меди), что результаты расчета температурных напряжений по приведенной выше модели в этом случае не верны. Величина a_T обеспечивает прогрев вставки во время эксперимента по всей ее толщине ($\delta = 4,9$ мм), что приводит к резкому уменьшению температурных градиентов и термических напряжений.

Проведенные эксперименты (при давлении до 0,9 ГПа) и расчет показывают, что среди остальных неметаллов, характеристики которых представлены в табл. 2, при использовании в качестве рабочего газа азота достаточно высокую термостойкость имеет карбид вольфрама, но он сгорает при использовании воздуха. По-видимому, перспективными являются также оксид циркония и эльбор, но для оксида циркония в справочниках не удалось найти модуль Юнга, а для эльбора не выяснена возможность использования воздуха.

В табл. 3 приведены характеристики внутренне окисленной меди — полученного по специальной технологии композитного материала [8], состоящего из меди и оксида алюминия с объемной долей 3,5 %. Для данного материала $\sigma_b \approx 0,36$ ГПа, $\sigma_T \approx 0,34$ ГПа. Эти значения, в отличие от соответствующих значений для обычной меди, сохраняются практически до момента достижения температуры плавления. Большие значения $a_T \approx 108 \cdot 10^{-6}$ м²/с и $\delta \approx 5,4$ мм свидетельствуют о том, что предложенный в [4] метод расчета температурных напряжений в данном случае является некорректным. По той же причине температура внутренней поверхности вставки будет значительно ниже, поскольку теплоотвод в стенку, как и равномерность прогрева, возрастает более чем в четыре раза. Эти характеристики материала, а также пластичность, свойственная меди, обуславливают значительное уменьшение термических напряжений, вследствие чего определяющим фактором становится воздействие не температуры, а давления.

Приведенные данные подтверждаются результатами экспериментов. Многократные пуски установки при давлениях до $p_0 \approx 0,45$ ГПа, в том числе эксперименты с воздухом, не приводили к изменению диаметра критического сечения или геометрических размеров вставки (погрешность измерения $\pm 0,01$ мм), несмотря на то что температура в форкамере ($T_{\text{ф}} \approx 1240$ °С) значительно превышала температуру плавления материала вставки. В то же время единственный пуск при давлении $p_0 \approx 0,6$ ГПа и небольшом повышении температуры ($T_{\text{ф}} \approx 1350$ °С) привел к смятию вставки и перекрытию критического сечения (см. рис. 3 в [4]).

Среди остальных металлов оценка (2) применима, по-видимому, только для стали ($\delta \approx 1,5$ мм), которая обладает высокой термостойкостью. Однако, как показал эксперимент, сталь горит даже в атмосфере технического азота уже при давлении $p_0 \approx 0,2$ ГПа ($T_{\text{ф}} \approx 970$ °С), что приводит к возникновению ситуации, близкой к аварийной. Поэтому использование стали возможно при давлениях свыше 1 ГПа, но только при наличии покрытия, защищающего поверхность от окисления.

По-видимому, для остальных металлов оценка значений ΔT_{max} существенно занижена по тем же причинам, что и для меди.

Значение M_b для рения близко к значению M_b для стали. В отличие от стали десятки пусков с техническим азотом при давлениях $p_0 \approx 0,6$ ГПа не привели к существенной эрозии. По прочностным характеристикам рений приближается к стали, поэтому можно ожидать, что вставка из рения будет работать с азотом при давлениях свыше 1 ГПа, но возможность применения его с воздухом не выяснена.

Несмотря на высокую стоимость, перспективными материалами для изготовления вставок являются иридий и его 30 %-й сплав с платиной. Согласно справочникам по прочностным характеристикам эти металлы близки к стали, а по толщине прогрева ($\delta \approx 3,5$ мм) — к меди. Это приводит к уменьшению температурных градиентов, скачка температуры поверхности и как следствие к уменьшению температурных напряжений. Химическая инертность и высокая прочность иридия и его сплавов позволяют предполагать, что они будут пригодны для многократных испытаний с использованием воздуха при давлениях свыше 1 ГПа.

Использование очень высоких давлений и умеренных температур в аэродинамическом эксперименте — единственный способ полностью воспроизвести в лабораторных (наземных) условиях числа Маха и Рейнольдса при испытании моделей перспективных гиперзвуковых летательных аппаратов длиной $0,1 \div 1,0$ м. Важность полного воспроизведения показана в работе [9]. Согласно данным [9] при числах Рейнольдса, соответствующих натурным условиям, коэффициент теплоотдачи в области юбки стандартного тестового гиперболоида резко возрастает и может в три раза превысить его значение в лобовой точке обтекаемого тела.

Повышение температуры в форкамере (например, до 3000 К) и применение более умеренных давлений (без существенного увеличения масштабов модели и установки) не позволяют воспроизводить числа Рейнольдса и поэтому при моделировании обтекания гиперзвуковых летательных аппаратов не имеют смысла. При решении задач, в которых необходимо использовать такие параметры в форкамере, вопрос о стойкости сопел остается открытым.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Топчиян М. Е., Харитонов А. М.** Аэродинамические трубы для гиперзвуковых исследований (достижения, проблемы, перспективы) // ПМТФ. 1994. Т. 35, № 3. С. 66–81.
2. **Пинаков В. И., Рычков В. Н., Топчиян М. Е.** Возможности моделирования гиперзвуковых потоков на газодинамических установках адиабатического сжатия с высоким давлением // ПМТФ. 1982. № 1. С. 63–69.
3. **Рычков В. Н., Топчиян М. Е., Мещеряков А. А., Пинаков В. И.** Использование высоких давлений для решения задач гиперзвуковой аэродинамики // ПМТФ. 2000. Т. 41, № 5. С. 103–114.
4. **Топчиян М. Е., Пинаков В. И., Рычков В. Н., Мещеряков А. А.** Исследование стойкости критических сечений сопел для аэродинамических установок сверхвысокого давления и расчет температурных деформаций и напряжений для сопловой вставки из сапфира // ПМТФ. 2012. Т. 53, № 1. С. 147–156.

5. **Биргер В. А.** Сопротивление материалов / В. А. Биргер, Р. Р. Мавлютов. М.: Наука, 1986.
6. **Бриджмен П. А.** Физика высоких давлений. М.; Л.: ОНТИ НКТП СССР, 1935.
7. **Беляев Н. М.** Сопротивление материалов. М.: Наука, 1976.
8. **Бондарь М. П., Ободовский Е. С., Рычков В. Н., Топчиян М. Е.** Особенности поведения дисперсно-упрочненной меди при импульсных высокотемпературных и силовых нагрузениях // Физика горения и взрыва. 2000. Т. 36, № 4. С. 140–143.
9. **Звегинцев В. И., Харитонов А. М., Чиркашенко В. Ф. и др.** Характеристики обтекания гиперболоида вращения с юбкой при больших числах Рейнольдса // Теплофизика и аэромеханика. 2006. Т. 13, № 3. С. 531–540.

*Поступила в редакцию 24/VI 2010 г.,
в окончательном варианте — 15/II 2012 г.*
