

камеру воспламенения позволит еще снизить уровень входных давлений и задержку воспламенения. Таким образом, создан экспериментальный газодинамический воспламенитель, схему которого можно оценить как перспективную при организации зажигания в горелочных устройствах, работающих на топливе воздух + углеводородное горючее при сверхкритических перепадах давления.

1. Источники мощного ультразвука. — М.: Наука, 1967.—Ч. 1.
2. Купцов В. М., Остроухова С. И., Филиппов К. Н. Пульсации давления и нагрев газа при втекании струи в цилиндрическую полость // Изв. АН СССР. МЖГ.—1977.—№ 5.
3. Пширембель К. Е., Флетчер Л. С. Исследование газодинами-

ческих и тепловых характеристик простой резонансной трубы // Ракетная техника и космонавтика.—1977.—15, № 1.

IGNITION SYSTEM FOR COMBUSTION CHAMBERS OPERATING ON AIR+KEROSENE PROPELLANTS

R. A. Marchan

We present results of experimental investigations of igniters using thermal effects in a resonance tube. The best characteristics are obtained for the igniter that uses burning of a part of fuel in the resonance cavity in order to intensify warming up of the igniting surface.

УДК 621.983

ИЗМЕНЕНИЕ ФОРМЫ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ ПРОФИЛЕЙ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ГИБКОЙ ШПАНГОУТОВ С ТОНКОЙ СТЕНКОЙ

© Е. А. Джур¹, С. И. Вдовин², Н. Н. Убизький¹

¹Дніпропетровський національний університет

²Орловський технічний університет

Наведена методика чисельного визначення зміни форми перетину профілів з тонкою стінкою, які використовуються при виготовленні шпангоутів. Методика дозволяє значно підвищити точність виготовлення несучих елементів конструкцій виробів ракетно-космічної техніки.

При изготовлении шпангоутов применяется ротационное гнутье профильных заготовок, которые из конструктивных соображений изделий ракетно-космической техники могут иметь тонкую стенку (h — толщина стенки; L — ширина стенки, рисунок).

Для радиусов гнутья, характерных при производстве шпангоутов, профили, имеющие параметры стенки $h/L > 10$, относятся к разряду тонкостенных. Тонкие стенки профилей прогибаются в направлении нейтральной поверхности.

Рассмотрим искажение формы поперечного сечения конической стенки изогнутого профиля, изображенной на рисунке. Стенка прогнулась в направлении нейтральной поверхности, сместившись от своего номинального положения, показанного пунктиром, поэтому конической она названа условно.

Применим ортогональную систему координат α , θ , y и используем основные уравнения осесимметричных оболочек. Введем прямолинейную ортогональную систему координат x , y с началом в окрестностях незакрепленного края стенки. Координаты оси x , y служат как бы продолжением осей α , θ .

Напряженное состояние незакрепленного края

стенки принимаем линейным, следовательно, перемещения в этой части стенки связаны между собой следующим образом:

$$\frac{\partial u_x}{\partial x} = \frac{\partial u_y}{\partial y} = -0.5\varepsilon_\theta, \quad (1)$$

$$\frac{\partial u_x}{\partial x} = -\frac{\partial u_y}{\partial y}. \quad (2)$$

Последнее соотношение следует из того, что деформация сдвига $\varepsilon_{xy} = 0$.

Тангенциальная деформация $\varepsilon_\theta = \varepsilon_0 + (x \sin \varphi_1 + y \cos \varphi_1)/r$, где ε_0 — значение ε_θ при $x = 0$, $y = 0$.

Интегрируем (1) с учетом выражения тангенциальной деформации:

$$u_x = -0.5x(\varepsilon_0 + y \cos \varphi_1/r) - 0.25x^2 \sin \varphi_1/r + f_1(y) + C_1,$$

$$u_y = -0.5y(\varepsilon_0 + x \sin \varphi_1/r) - 0.25y^2 \cos \varphi_1/r + f_2(x) + C_2,$$

где $f_1(y)$ и $f_2(x)$ — неизвестные функции.

Дифференцируем эти выражения согласно (2) и получаем $f_2(x) = 0.25y^2 \cos \varphi_1/r$. Меридиональная кривизна стенки на незакрепленном краю $k_1 =$

$= -\partial^2 u_y / \partial x^2$. Дифференцируя выражение u_y с учетом выражения $f_2(x)$ получаем

$$k_1 = -\cos\varphi_1 / (2r). \quad (3)$$

Полученный результат согласуется с известным положением теории пластичности, согласно которому при чистом изгибе прямоугольного бруса из несжимаемого материала

$$k_1 = -0.5k_2. \quad (4)$$

При изгибе профиля на весьма большой радиус стенка приобретает отрицательную поперечную кривизну и прогибается в направлении от центра радиуса изогнутого профиля. Дальнейшее уменьшение радиуса изгиба профиля приводит к возникновению значительной перерезывающей силы Q_1 и момента M_1 , действующих в широтных сечениях стенки. Они уравновешивают действие продольных сил, поскольку стенка не опирается на поверхность инструмента. Под действием силы Q_1 и момента M_1 стенка прогибается в направлении нейтральной поверхности изогнутого профиля. Это направление может совпадать или быть противоположным по сравнению с ранее указанным направлением прогиба стенки в начальной стадии изгиба. Если стенку подвергают тангенциальному растяжению, то сначала она приобретает отрицательную меридиальную кривизну, а затем — положительную. Стенка, подвергающаяся тангенциальному сжатию, от начала и до конца имеет двояковыпуклую форму.

В начальной стадии изгиба вся стенка находится в линейном напряженном состоянии, в дальнейшем это состояние сохраняется на краю стенки, а также на некоторой поверхности $\gamma = \gamma^*(\alpha)$. По одну сторону данной поверхности меридиональные напряжения δ_α положительны, а по другую — отрицательны. Поверхность $\gamma = \gamma^*(\alpha)$ может выходить за пределы стенки, тогда на ней равно нулю не действительное меридиональное напряжение, а экстраполированное.

В соответствии с теорией оболочек относительные удлинения ε_α и ε_θ выражаются линейными функциями γ , следовательно, между собой они также связаны линейной зависимостью вида $\varepsilon_\alpha = C_1\varepsilon_\theta + (C_2 + \Delta k_1)\gamma + C_3$. Определим значения постоянных C_1 , C_2 , C_3 . При $\gamma = \gamma^*\varepsilon_\alpha = -0.5\varepsilon_\theta$, значит $C_3 = -\varepsilon\theta(0.5 + C_1) - (C_2 + \Delta k_1)\gamma^*$, $\varepsilon_\alpha = -0.5\varepsilon_\theta + (C_2 + \Delta k_1)(\gamma - \gamma^*)$.

Согласно формуле (3) $\varepsilon_\alpha = -0.5\varepsilon_\theta$ по всей толщине стенки, если $\Delta k_1 = -0.5\Delta k_n \cos\varphi$, где k_n — широтная кривизна нейтральной поверхности заготовки. Установливая отсюда значение C_2 в выражение ε_α ,

окончательно получаем

$$\varepsilon_\alpha = -0.5\varepsilon_\theta + (0.5\Delta k_n \cos\varphi + \Delta k_1)(\gamma - \gamma^*). \quad (5)$$

Преобразуем уравнение связи в соответствии с (5):

$$\sigma_\alpha = [4\sigma/(3\Delta\varepsilon)](\gamma - \gamma^*)(\Delta k_1 + 0.5\Delta k_n \cos\varphi). \quad (6)$$

Процесс изгиба профиля моделируется множеством этапов. На каждом этапе кривизна нейтральной поверхности заготовки возрастает на Δk_n , радиус гибки $r = 1/\sum \Delta k_n$.

Поперечное сечение стенки разбивается на m элементов, размеры которых равны h и l , изменением этих размеров пренебрегаем.

Поэтапное приращение тангенциальной деформации $\Delta\varepsilon_\theta = \eta\Delta k_n$, где η — расстояние до нейтральной поверхности Δk_n задаем в числе исходных данных. Таким образом, для определения напряженно-деформированного состояния стенки достаточно вычислить значения параметров φ , η , Δk_1 , γ^* , которые выражают функциями одной координаты — меридиана. Численное определение указанных функций придает им дискретный характер. Их считаем постоянными в пределах элемента и скачкообразно изменяющимися на границах элементов. При этом значения φ и η фиксируются в начальный момент этапа и пересчитываются по окончанию расчета этапа. «Запаздывающие» на один этап значения φ и η используются в уравнениях равновесия элементов и в выражении тангенциальной деформации, погрешность, вызванная «запаздыванием» значений φ и η , незначительна при достаточно большом числе этапов.

1-й элемент расположен на краю стенки, где заданы граничные условия: $\varepsilon_\alpha = -0.5\varepsilon_\theta$, $\Delta k_1 = -0.5\Delta k_n \cos\varphi_1$, $\sigma_\alpha = 0$, $Q_1 = 0$, $N_1 = 0$, $M_1 = 0$, $M_2 = 0$. Значения меридиональных сил и момента, действующего на границе 1-го и 2-го элементов, находим из уравнений равновесия 1-го элемента. В общем случае уравнения равновесия i -1-го элемента имеют вид

$$\begin{aligned} N_{1i}p_i &= N_{1i-1}p_{i-1} - N_{2i-1}l \sin\varphi_{i-1} - Q_{1i-1}p_{i-1}k_{1i-1}, \\ Q_{1i}p_i &= Q_{1i-1}p_{i-1} - N_{1i-1}p_{i-1}k_{1i-1} + N_{2i-1}l \cos\varphi_{i-1}, \end{aligned} \quad (7)$$

$$M_{1i}p_i = M_{1i-1}p_{i-1} + Q_{1i-1}l - M_{2i-1}l \sin\varphi_{i-1}.$$

В уравнениях (7) введены изгибающие моменты и перерезывающая сила, не учитывается различие углов наклона стенки φ_{i-1} и φ_i на границах элемента, отсутствует величина p — давление заготовки на инструмент. По найденным значениям N_{1i} и M_{1i} подбираем значения k_{1i} и γ_i^* , которые должны удовлетворять условиям

$$N_{1i} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{\alpha i} d\gamma, M_{1i} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{\alpha i} \gamma d\gamma,$$

которые связаны выражением (6).

Варьирование параметрами Δk_{1i} и γ_i^* по-разному сказывается на значениях интегралов, приведенных выше. Первый в большей степени зависит от γ_i^* , а второй — от Δk_{1i} . Выразим параметры Δk_{1i} и γ_i^* соответственно из первого и второго интегральных уравнений, используя (6):

$$\gamma_i^* = \frac{-N_{1i} + \frac{4}{3} \left(\Delta k_{1i} + \frac{\cos \varphi_{1i} \Delta k_h}{2} \right) \int_{-h/2}^{h/2} \frac{\sigma_i}{\Delta \varepsilon_i} \gamma d\gamma}{\frac{4}{3} \left(\Delta k_{1i} + \frac{\cos \varphi_{1i} \Delta k_h}{2} \right) \int \frac{\sigma_i}{\Delta \varepsilon_i} d\gamma},$$

$$\Delta k_{1i} = \frac{M_{1i}}{\frac{4}{3} \int_{-h/2}^{h/2} \frac{\sigma_i}{\Delta \varepsilon_i} (\gamma - \gamma_i^*) d\gamma} - \Delta k_h \cos \varphi_i / 2.$$

Подынтегральные функции содержат интенсивность приращений деформаций $\Delta \varepsilon$ и напряжение текучести σ , зависящие от γ^* и Δk_i . Опуская номер элемента i , запишем интегральные уравнения в виде $\gamma^* = f_1(\gamma^*, \Delta k_1)$, $\Delta k_1 = f_2(\gamma^*, \Delta k_1)$. Данную систему уравнений решаем методом итераций:

$$\gamma_{j+1}^* = f_1(\gamma_j^*, \Delta k_1), \Delta k_{1j+1} = f_2(\gamma_{j+1}^*, \Delta k_{1j+1}),$$

где $j = 0, 1, 2, \dots$ — номер приближения.

В качестве нулевого приближения используем значения γ^* и Δk_1 , полученные в расчете предыдущего элемента. Нулевые приближения в расчете 2-го элемента $\gamma^* = 0$, $\Delta k_1 = -0.5 \cos \varphi_2 \Delta k_h$. Вычисление интегралов, входящих в функции f_1 , f_2 , проводим численным методом. Элемент разбивается по толщине на 10—20 слоев, в пределах слоя значения

$\Delta \varepsilon_\alpha$, σ_α , $\Delta \varepsilon$, σ усредняем. Тангенциальную деформацию можно считать неизменной во всем объеме элемента, если отношение η/h достаточно велико.

После итерационного вычисления параметров γ^* и Δk_1 подсчитываем $\Delta \varepsilon_\alpha$, см. (5). Зная $\Delta \varepsilon_\theta$ и $\Delta \varepsilon_\alpha$ определяем $\Delta \varepsilon$ и напряжение текучести. Используя уравнения связи напряжений и деформаций, численным интегрированием находим значения внутренних сил и моментов N_1 , N_2 , M_1 , M_2 и переходим к расчету следующего элемента.

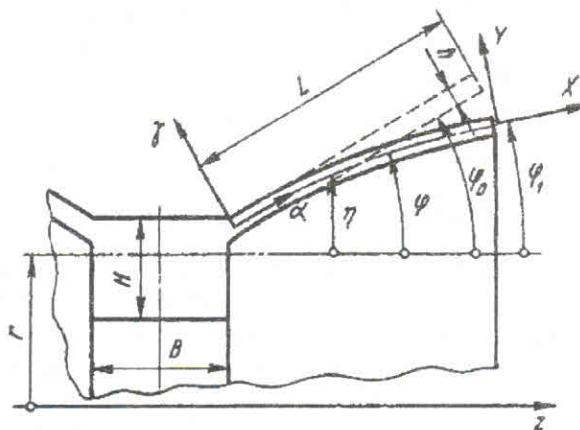
По окончании расчета всех элементов определяем изменение формы поперечного сечения стенки на данном этапе деформирования профиля. Пересчитываем параметры ω и φ . Если основная часть профиля в исходном состоянии имела прямоугольное поперечное сечение размером $B \times H$ (рисунок), то согласно (4) принимаем $\varphi_{m+1} = \varphi_0 \pm B/4r$. Величина $B/4r$ есть угол поворота боковой стенки основной части профиля, знак перед ней зависит от расположения стенки (плюс соответствует растяжению стенки в зоне тангенциального растяжения). Угол наклона и прогиб остальных элементов стенки определяются по рекуррентным зависимостям

$$\varphi_1 = \varphi_{i+1} - \kappa_{1i} l,$$

$$\omega = \omega_{i+1} + l[(\varphi_i + \varphi_{i+1})/2 - \varphi_0] l.$$

Прогиб отсчитывается от номинального положения стенки по нормали к ее поверхности в направлении увеличения угла φ . Расстояние η донейтральной линии гибки без учета миграции последней изменяется в результате прогиба стенки на величину от $\omega \cos \varphi_0$.

После определения параметров φ_i и η_i ($i = m, m-1, \dots, 1$) можно заново рассчитать данный этап деформирования, используя эти параметры в уравнениях равновесия и в формуле $\Delta \varepsilon_\theta$. В результате повторного расчета этапа получаем уточненные значения φ_i и η_i . В этом случае определение указанных параметров с запаздыванием на один этап не вносит существенной погрешности.



Изменение формы поперечного сечения тонкой стенки профиля при изготовлении шлангута гибким

Результаты гибки заготовок, имеющих форму тавра

Радиус гибки r , мм	Прогиб стенки ω , мм	
	фактический	расчетный
315	0.051	0.040
275	-0.013	-0.002
210	-0.208	-0.153
175	-0.375	-0.334
157	-0.5	-0.492
144	0.727	0.678

Изложенная математическая модель позволяет рассчитывать искажение формы поперечного сечения изогнутых тонкостенных профилей с любым расположением и углом наклона стенок. При расположении стенки в области тангенциального сжатия необходимо проверять ее на устойчивость.

Проведены эксперименты по гибке заготовок, имеющих форму тавра; $H = 16$ мм, $B = 19$ мм, $h = 1.4$ мм, $L = 10.5$ мм, $\varphi_0 = 0$, материал — сталь Ст3 (см. таблицу).

Сравнение расчетных и действительных параметров искажения формы поперечного сечения показывает, что математическое моделирование гибки

тонкостенных профилей выполнено с достаточной степенью точности.

CHANGE OF THE SHAPE OF PROFILE CROSS-SECTION IN MAKING FRAMES WITH THIN WALL WITH THE USE OF A BENDING

E. A. Dzhur, S. I. Vdovin, N. N. Ubyz'kii

We present the technique for numerical determination of the change of the shape of the intersection of profiles with thin wall which are used in making frames. The technique allows one to increase significantly the accuracy of making lifting parts of rocket-space engineering products.

УДК 621.455

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК 2-ФАЗНОГО ПОТОКА МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТИ

© О. Л. Марченко

Фізико-технічний інститут Дніпропетровського національного університету

Розглянуто можливість експериментального вивчення гідродинамічної картини вимушеної течії не адабатної паро-рідинної суміші методом електропровідності. Представлено зонд, який дозволяє замінити суб'єктивне описание режимів течії показами приладів. Експериментально визначена область застосування даного методу. Отримані результати порівнюються з даними інших дослідників.

Условия надежного охлаждения ЖРД всегда являются основополагающими от этапа проектирования до использования готового изделия. Зачастую выполнения всех требований влечет серьезное и, как правило, нежелательное изменение конструкции.

В традиционном подходе необходимо, чтобы температура охлаждающей жидкости в любом сечении не превышала температуру насыщения, только в особо тяжелых случаях допускается пузырьковое кипение [1].

В то же время достоверно известно, что с появлением паровой фазы коэффициент теплоотдачи α , а следовательно, и тепловой поток q не уменьшается, а продолжает возрастать вплоть до кризиса первого рода (рис. 1), что соответствует переходному режиму, характерному образованием на твердой поверхности областей, непосредственно контактирующих с паром [3].

Область $\Delta T_{\text{ик}} - \Delta T_{\text{кр}}$ достаточно большая, поэтому применение 2-фазных теплоносителей в качестве охлаждающей жидкости выглядит весьма заманчиво. Кроме того, имеется успешный опыт эксплуатации парогенерирующего оборудования, а также целый ряд устройств используемых на ТЭС и АЭС, в

которых используются кипящие теплоносители [2].

Процесс кипения жидкости характеризуется многообразием форм распределения жидкой и паровой фазы в поперечном сечении потока. Знание конкретной формы распределения фаз (или режима течения, типа течения) так же важно, как и знание характера течения (турбулентное или ламинарное) в случае однофазного потока. Точный расчет критического теплового потока, коэффициента теплоотдачи, перепада давления возможен только в том случае, когда есть данные о режиме течения.

Изотермические (адиабатные) 2-фазные потоки на сегодняшний день изучены достаточно полно. Основные соотношения и допущения, полученные для адиабатных потоков, можно переносить на неадиабатные потоки только при точном знании режима течения. На сегодняшний день точных и достоверных аналитических или эмпирических зависимостей для определения режимов течения пароводяной смеси нет. Точнее чаще всего они сводятся к рекомендациям, либо сильно идеализированы. В конечном итоге данную информацию целесообразно проверять экспериментально для конкретного случая или устройства.