

文章编号: 1000-8055(2010)02-0388-08

火焰筒局部蠕变屈曲分析方法

洪 杰, 高金海, 马艳红, 王建军
(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘 要: 准确考虑火焰筒温度场和应力场的“局部”特性, 提出“局部蠕变屈曲”概念, 并给出一套局部蠕变屈曲分析方法. 基于 Hoff 理论建立蠕变屈曲理论模型, 结合理论和试验数据验证有限元方法处理蠕变屈曲问题的可行性. 考虑蠕变屈曲失稳要素, 结合静力结果确定蠕变屈曲危险部位, 将子模型技术引入非线性/热弹塑性/蠕变有限元程序中, 结合曲率极大点判据, 确定危险部位蠕变屈曲临界时间. 方法将改善传统方法中的平均温度、平均压应力和平面应变假设, 提高了计算精度.

关 键 词: 火焰筒; 局部蠕变屈曲; 有限元法; 子模型技术; 临界时间

中图分类号: V231.95

文献标识码: A

Local creep buckling analysis method of combustor liner

HONG Jie, GAO Jin-hai, MA Yan-hong, WANG Jian-jun

(School of Jet Propulsion,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: In consideration of the “local” feature of combustor liner temperature field and stress field, a concept of “local creep buckling” was presented in this paper along with an engineering analysis method. Firstly, the theoretical model of creep buckling was established based on Hoff theory. Secondly, the feasibility of using finite element method (FEM) to analyze creep buckling was validated by theoretical and test data. Thirdly, a statics analysis with thermal-mechanical loads was performed, and then the dangerous place of combustor liner local creep buckling was captured considering creep buckling instability factors. Finally, sub-model technique was used in nonlinear thermal elastic-plastic/creep finite element analysis to capture the critical time of local creep buckling with “curvature local maximum point” criterion. It could be concluded that, as compared with traditional method, the hypothesis of average temperature, average compressive stress and plane strain could be improved in this paper, thus the computational accuracy was enhanced greatly. The work of this paper is significant on the application of structure design of combustor liner.

Key words: combustor liner; local creep buckling; finite element method; sub-model technique; critical time

蠕变屈曲是航空发动机环形燃烧室典型的失效形式之一. 航空发动机燃烧室环形火焰筒, 在复杂的高温环境下工作, 筒壁上会产生较大的热应

力, 在某些区域出现周向压应力; 而且火焰筒由于冷却气流的作用而承受压差载荷, 在筒壁上也会造成一定的周向压应力. 火焰筒在高温和周向压

收稿日期: 2009-02-14; 修订日期: 2009-06-09

基金项目: 教育部新世纪优秀人才支持计划(NCET-06-0171)

作者简介: 洪杰(1965 -), 男, 北京人, 教授、博士生导师, 主要从事专业研究方向: 高速旋转机械动力学, 结构完整性与可靠性, 多学科一体化设计.

应力作用下会产生蠕变变形,它随时间的推移逐步积累,当蠕变积累到一定程度,使火焰筒失稳而发生蠕变屈曲。更严重的是,这种蠕变屈曲变形会使得火焰筒内的流场、温度场发生畸变,直接影响到涡轮的正常工作,甚至烧坏涡轮。因此,提出一套热-机械载荷作用下的火焰筒结构蠕变屈曲工程分析方法是迫切而有意义的。另外,1984年美国颁布的《发动机结构完整性大纲》(MIL-STD-1783)中提出,把“防止蠕变屈曲”作为航空发动机燃烧室和加力燃烧室的重要设计准则之一。

从20世纪40年代起,国内外学者开始了蠕变屈曲的研究。结构蠕变屈曲的研究首先是从柱的蠕变屈曲开始,继而发展到板、壳的蠕变屈曲。Shanley^[1]等假设构件是无初始缺陷的理想构件,将经典稳定性理论中的准则引至蠕变屈曲,从而确定出蠕变屈曲临界时间。Obrecht等^[2]研究了圆柱壳体结构在轴压载荷作用下的蠕变屈曲分析方法。Combesure^[3]等研究了壳体结构在外压载荷作用下的蠕变屈曲临界时间预测方法,并通过试验给予了验证。雷友锋^[4]等在试验和计算分析基础上,对火焰筒结构进行了热应力和蠕变屈曲分析,提出了确定蠕变屈曲临界时间的“曲率极大点”法,采用平均温度、平均压应力和平面应变假设进行蠕变屈曲分析,最后指出蠕变屈曲是环形燃烧室典型的失效形式之一。Zeng^[5]等初步研究了钢材结构在热载荷作用下蠕变屈曲问题。向红^[6]等研究了几何非线性对压杆蠕变屈曲临界时间的影响,对具初始缺陷的压杆进行蠕变屈曲分析。

随着科学技术的发展,黏弹性材料正越来越广泛应用于机械、航空航天、建筑等工业领域,这使得黏弹性材料的蠕变屈曲问题研究逐渐得到重视。

黏弹性结构的蠕变屈曲的早期研究可追溯到上世纪50年代,研究对象主要集中在柱、板、壳结构, Hilton^[7], Hewitt^[8], Touati^[9]等在这方面做出较大的贡献。后期,一些学者对黏弹性结构蠕变失稳的准则进行了探讨, Minahan^[10], Szyszkowski 与 Glockner^[11], 丁睿^[12], Drozdov^[13]等人分别采用不同方法研究了黏弹性结构蠕变失稳准则。黏弹性复合材料的蠕变屈曲研究主要集中在层合结构方面,由于铺设层黏弹性性质的各向异性,导致问题的求解难度增大。Wilson 和 Vinson^[14], Ashour^[15], 孙远翔^[16], Shalev 与 Aboudi^[17], Ged-

erbaum 与 Touati^[18], 彭凡和向红^[19]等分别研究了不同黏弹性层合结构的蠕变屈曲问题。

从国内外文献来看,蠕变屈曲的研究工作主要集中在板壳结构和黏弹性板壳结构,对于复杂火焰筒结构的蠕变屈曲研究十分罕见,唯有几篇报道中的分析方法也做了大量的简化和假设。

本文考虑到火焰筒结构温度场和应力场的“局部”特性,提出“局部蠕变屈曲”概念,并给出一套局部蠕变屈曲分析方法。基于 Hoff 理论建立蠕变屈曲理论模型,并结合理论和试验数据验证有限元方法处理蠕变屈曲问题的可行性。通过热-机械载荷作用下的静力分析结果,确定火焰筒结构的局部蠕变屈曲危险部位,将子模型技术引入到非线性/热弹塑性/蠕变有限元程序中,结合曲率极大点判据,确定危险部位的局部蠕变屈曲临界时间。本文“局部蠕变屈曲”分析方法将改善传统方法中的平均温度、平均压应力和平面应变假设,大大提高了计算精度,对火焰筒结构设计具有重要的工程应用价值。

1 蠕变屈曲理论解法

由于火焰筒具备外压圆柱壳蠕变屈曲的失稳特点,理论模型结合 Hoff 和严爱民等人的求解思路,推导外压圆柱壳蠕变屈曲的临界时间。

1.1 基本假设

1) 在施加外压后圆柱壳截面具有初始和作蠕变发展的 m 波形。蠕变波形如图 1 所示。

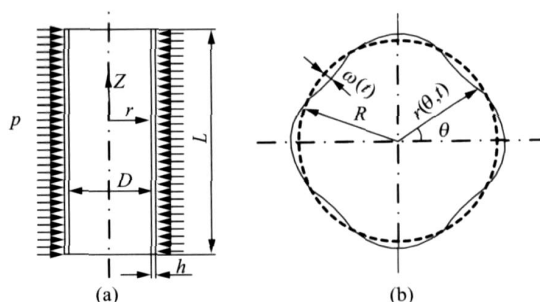


图1 圆柱壳几何模型和计算模型($m=4$)

Fig. 1 Geometrical and calculation model of cylinder shell ($m=4$)

对于长圆柱壳($L \geq 1.17D\sqrt{D/h}$),失稳的最小能量状态是两波形。而对于短圆柱壳,文献[20]指出,短圆柱壳的初始不圆度波形及不圆度偏差的幅值对屈曲寿命起主导作用,而且蠕变屈曲的后屈曲形态与弹性失稳中最低能量的屈曲波形相同。

弹性失稳的经典理论已经比较成熟,近代也有许多发展^[21-22],短圆柱薄壳在侧向外压下弹性屈曲的经典临界载荷为

$$p_{cr} = \frac{\sqrt{2}}{3\sqrt{3}} \frac{\pi E}{(1-\mu^2)^{\frac{3}{4}}} \frac{R}{L} \left(\frac{h}{R}\right)^{\frac{5}{2}} \quad (1)$$

对应的经典弹性屈曲周向波数为

$$m = \left[\sqrt{6\pi} (1-\mu^2)^{\frac{1}{4}} \frac{R}{L} \sqrt{\frac{R}{h}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

m 的引入反映了短圆柱壳端部的约束效应。由图 1(b) 可知,任一 t 时刻截面形状函数为

$$r(\theta, t) = R[1 + \alpha(t) \cos m\theta] \quad (3)$$

式中 $\alpha(t)$ 为截面形状因子, $\alpha(t) = \omega(t)/R$, 与定义的截面偏差因子量 x 的关系式如下:

$$x(t) = \frac{2\sqrt{3}\alpha(t)R}{h} = \frac{2\sqrt{3}\omega(t)}{h} \quad (4)$$

式中 $x(t)$ 为 t 时刻截面形状偏差因子, $\omega(t)$ 为 t 时刻的不圆度偏差幅值。

2) 材料服从 Norton 稳态蠕变定律, Norton 律多维形式为

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{3}{2} K \sigma_{eq}^{n-1} S_{ij}, \quad (i, j = \theta, z) \quad (5)$$

3) 把壳壁简化成夹心壁,如图 2 所示,内外层均匀受法向力,中层承受剪力而不变形,图中用两个 $h/2$ 厚的外壁加中间层来代表原壳壁。采用这一模型,简化了应力在壁厚上的分布计算。

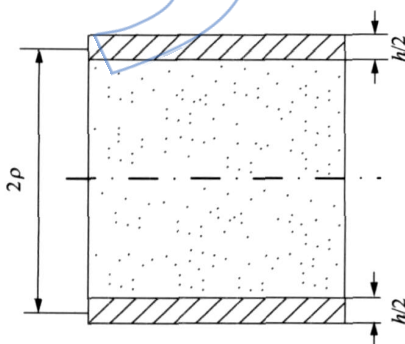


图 2 夹心壁模型

Fig. 2 Sandwich wall model

4) 温度和压力均恒。

1.2 屈曲临界时间解

利用本构关系式(5)及图 1(b) 平衡条件,可以求得壳体曲率的变化速率,在另一方面由方程(3)几何关系也能求得曲率变化速率,两者在对应区域的均值相等,可求得蠕变屈曲方程

$$t = \int_{x_h} \frac{d\xi}{\dot{x}_h(\xi)} \quad (6)$$

式中

$$\dot{x}_h = \tau^{-1} F^{-1} x \left[1 + \frac{(n-1)(n-2)}{1^2 \cdot 3^2} x^2 + \dots \right] \quad (7)$$

式中

$$\tau^{-1} = \left(\frac{nk}{3} \right) \left(\frac{pR}{A_{area}} \right)^n \left(\frac{R}{\rho} \right)^2 \quad (8)$$

$$\text{式中 } k = K \left(\frac{3}{4} \right)^{\frac{n-1}{2}}, \quad \rho = \frac{h}{2\sqrt{3}}.$$

上述各式的参量意义如下: F 为结构约束系数, R 为柱壳半径, h 为圆柱壳厚度, A_{area} 为壁壳单位弧长截面积, ρ 为壁壳单位弧长惯性矩半径, k 为蠕变常数, K 为材料蠕变系数, n 为材料蠕变指数。

对式(6)积分可得偏差因子量 x 与时间 t 的关系

$$t = F T I(x_0, x, n) \quad (9)$$

当积分上限 $x \rightarrow \infty$ 时,得屈曲时间

$$t_{cr} = t(x_{\infty}) = F T I(x_0, x_{\infty}, n) \quad (10)$$

式中

$$I(x_0, x_{\infty}, n) = \int_{x_0}^{\infty} \frac{dx}{x \left[1 + \frac{(n-1)(n-2)}{1^2 \cdot 3^2} x^2 + \dots \right]} \quad (11)$$

其中 x_{∞} 为失稳时的无量纲形状偏差因子; x_0 为加载前截面形状偏差因子。

对于蠕变指数 $n = 3$ 时,对式(6)积分可得

$$t_{cr} = \frac{1}{2} F T I n \left[1 + \frac{9}{2x_0^2} \right] \quad (12)$$

对于无限长圆柱壳, Hoff 和 Levi 在 1971 年进一步考虑初始弹性应变和过渡蠕变影响,提出简便修正公式

$$t_{cr} = \left[\left(1 - \frac{p}{p_{cr}} \right) (q+1) (t_{cr})_{st} \right] \frac{1}{q+1} \quad (13)$$

式中 $(t_{cr})_{st}$ 为按式(12)计算的结果, q 为时间硬化指数, p_{cr} 为 Euler 载荷

$$p_{cr} = \frac{2E}{1-\mu^2} \left(\frac{h}{D} \right)^3 \quad (14)$$

对于短圆柱壳,可用 $\gamma = \left(1 - \frac{p}{p_{cr}} \right)^{-\frac{2}{m}}$

$\exp \left[- \left| 1 - \frac{m}{m_0} \right| \cdot \left(\frac{p}{p_{cr}} \right) \right]$ 作为弹性放大因子,对

于无限长圆柱壳, γ 退化为 $\left(1 - p/p_{cr}\right)^{-1}$, 这与 Hoff 提出的一致。

2 蠕变屈曲的有限元解法

本文采用通用有限元程序, 结合“曲率极大点”这一蠕变屈曲判据, 对外压圆柱壳的蠕变屈曲临界时间进行求解, 同时结合现有的试验结果和理论分析结果, 进行对比分析, 为后续的复杂火焰筒结构的蠕变屈曲分析提供试验和理论依据。

2.1 蠕变有限元理论

由于蠕变的本构方程是非线性的, 同时蠕变过程中应力重新分配, 蠕变量与瞬时应力水平有关, 而瞬时应力水平又是时间的函数, 所以蠕变问题是非常复杂的。用有限元法解蠕变问题的基本思想是: 把蠕变经历的时间分成有限间隔, Δt_0 , Δt_1 , Δt_i , $\dots$, 按某种简化方法求得每一时间间隔的蠕变量, 所有时间间隔蠕变量的累积即为整个时间历程的蠕变量。

ANSYS 程序中使用隐式和显式两种方法进行蠕变分析。在计算第 i 个时间间隔内的蠕变量时, 两种方法的基本公式如下所示:

1) 隐式欧拉法

隐式欧拉法计算首先在 $1/2 \leq \alpha < 1$ 范围内选定某一数值, 在数量时间 Δt 内隐式欧拉法的表达式为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ci}^{i+\Delta t} = \boldsymbol{\varepsilon}_{ci} + \Delta t \left[\left(1 - \alpha\right) \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ci} + \alpha \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ci}^{i+\Delta t} \right] \quad (15)$$

其中 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ci} = f\left(\boldsymbol{\sigma}_{ci}, t\right)$, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ci}^{i+\Delta t} = f\left(\boldsymbol{\sigma}_{ci}^{i+\Delta t}, t\right)$ 式中 $\boldsymbol{\sigma}_{ci}^{i+\Delta t}$ 为未知量, 在每一步时间计算过程中需要多次迭代直到收敛, 从而达到预定精度要求。

2) 显式欧拉法

在数量时间 Δt 内显式欧拉法的基本表达式为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_i = \boldsymbol{\varepsilon}_{i-1} + \Delta t_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{i-1} \quad (16)$$

其中 $\boldsymbol{\varepsilon}_{i-1}$ 和 $\boldsymbol{\varepsilon}_i$ 分别为 $t = t_{i-1}$ 和 $t = t_i$ 时的总蠕变量, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{i-1}$ 为 $t = t_{i-1}$ 时的蠕变率。

显式欧拉法实际上使用欧拉朝前法, 以每一时间步开始的应力、应变为基础计算出蠕变应变率作为该时间步的蠕变应变率, 按 Δt_i 的应力水平进行蠕变计算, 这样就把变应力情况求解蠕变问题看作是逐段常应力蠕变的积累, 即对非线性蠕变计算进行线性化处理。

2.2 短圆柱壳外压蠕变屈曲分析

运用 ANSYS 程序, 对具有 m 波形初始不圆

度的外压短圆柱壳的蠕变发展过程进行计算, 然后采用“曲率极大点”法来确定蠕变屈曲临界时间。

短圆柱壳不能按平面应变问题处理, 否则将产生较大的计算误差。取圆柱壳的一个横截面进行研究。设圆柱壳具有 m 波形的初始不圆度偏差, 此时截面形状可以用函数表示为

$$r = R \left(1 + \frac{\omega}{R} \cos m\theta \right) \quad (17)$$

其中 ω 为加载后的初始不圆度偏差幅值。

下面以文献[20]中的试验样件为例来计算其蠕变屈曲临界时间, 并与试验结果进行对比分析。

文献[20]成功地进行了 3 个试筒在恒温恒压的蠕变屈曲试验, 试验温度为 650 °C, 试筒材料为 1Cr18Ni9Ti, 其材料常数, 如表 1 所示。

表 1 1Cr18Ni9Ti 的蠕变参数
Table 1 Creep parameters of 1Cr18Ni9Ti

物性 参数	E/GPa	蠕变参数		
		A	n	q
数值	149.5	5.353×10^{-10}	8	1

3 个试验件的几何尺寸, 不圆度偏差幅值 ω , 外压载荷 p , 及由式(1)和(2)计算确定的失稳压力和屈曲波数, 如表 2 所示。

表 2 试验件各种参数
Table 2 Parameters of test pieces

项目	符号	试验件		
		1 #	2 #	3 #
直径	D/mm	75	75	75
长度	L	270	270	270
厚度	h/mm	0.243	0.244	0.245
初始不圆度偏差	ω	0.19	0.12	0.19
外压载荷	p/MPa	0.50	0.60	0.55
失稳压力	p_{cr}/MPa	0.6395	0.6461	0.6527
当量波数	m_0	2	2	2
	m_{exp}	4	3	3
	m_{th}	3.6	3.6	3.6

考虑到 m 的实际物理意义, 取 $m = 4$, 按圆柱壳具有初始不圆度、其后作蠕变发展的 m 波形不圆度来进行计算, 根据对称性, 采用 Solid 六面

体实体元,只取环段的 1/4 进行网格划分,共划分 2400 个单元,5124 个节点,有限元网格如图 3 所示.采用非线性/热弹塑性/蠕变分析方法,计算得到的 3 个试件蠕变变形发展过程,图 4 仅给出 1# 试件蠕变变形随时间的变化曲线.

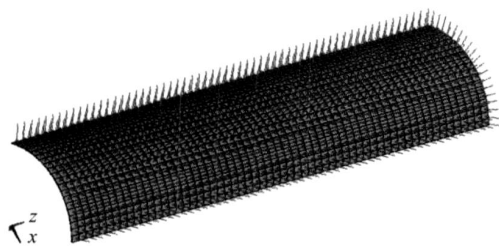


图 3 圆柱壳有限元网格
Fig. 3 Finite element model of cylinder shell

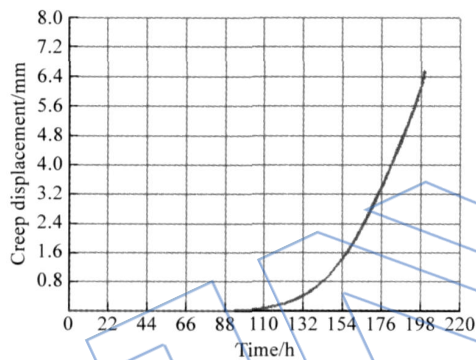


图 4 1# 试件蠕变变形随时间的变化曲线
Fig. 4 Time history curve of test piece creep strain

本文提出有限元方法的计算结果和文献[4]中的有限元计算结果与文献[20]3 个试件的试验和理论计算结果,对比情况如表 3 所示.

由表 3 中的实验结果可知,3# 试件蠕变屈曲时间试验值是 1# 和 2# 试件的一倍以上,这主要是由于试验件材料本身、几何缺陷可能存在较大的分散性,因此造成试验结果具有较大的分散性.参考表 3 中的对比情况,可以得到如下结论:

- 1) 文献[4]的作者将短圆柱壳按平面应变问题进行处理,这造成计算结果与试验结果出现较大的误差,1# 试件、2# 试件、3# 试件的相对误差分别为 42.5%,15.2%和 65.5%.
- 2) 本文方法解决了文献[4]中的不足,采用实体单元进行整体计算分析,计算结果更加接近试验结果,1# 试件、2# 试件、3# 试件的相对误差分别为 7.6%,8.8%和 48.2%,计算相对误差远小于文献[6]的计算结果,提高了计算精度.
- 3) 由于短圆柱壳外压蠕变屈曲是一个非常

复杂的非线性问题,影响因素众多,因此,计算结果与试验的一致性可认为尚好.有限元计算结果与蠕变屈曲试验结果的一致性表明,本文提出的有限元方法对短圆柱壳外压蠕变屈曲研究是有效的,可以将其推广至火焰筒的蠕变屈曲研究中.

表 3 试验件各种参数
Table 3 Parameters of test pieces

项目	蠕变屈曲临界时间 t_{cr}/h		
	1# 试件	2# 试件	3# 试件
试验 ^[20]	137.5	125	278
理论	307.4	269.7	142.2
文献[4]方法	196	144	96
有限元法 相对试验误差	42.5%	15.2%	65.5%
本文方法	148	136	144
相对试验误差	7.6%	8.8%	48.2%

3 火焰筒局部蠕变屈曲分析

处在复杂载荷场下的火焰筒结构,其应力场和温度场具有很强的“局部”特性.同时考虑到整体蠕变屈曲分析方法的局限性^[4],为了提高复杂火焰筒结构蠕变屈曲计算的精度,本文首次提出“局部蠕变屈曲”的概念,并将子模型技术引入到非线性热弹塑性/蠕变有限元程序中,提出一套局部蠕变屈曲的工程分析方法.

3.1 蠕变本构方程

蠕变试验的目的是为了获得蠕变规律中的一些材料常数,以便于进行理论分析与计算.

在确定蠕变本构方程时,根据材料手册中 GH536 的蠕变试验曲线,采用工程上普遍应用的考虑时间硬化的 Norton 蠕变定律,具体的公式为

$$\dot{\epsilon} = K \sigma^n t^q e^{-m/T} \tag{18}$$

其中 K, n, q 和 m 为材料和温度的函数,在材料应力一定的情况下它们为温度的函数.

通过最小二乘法确定 GH536 的蠕变方程为

$$\dot{\epsilon} = 2.153 \times 10^{-5} \sigma^{6.56} t^{0.021642} e^{\frac{-14.129}{T}} \tag{19}$$

3.2 局部蠕变屈曲考核部位确定

根据局部蠕变屈曲的失效机理可知,局部蠕变屈曲主要取决于局部温度水平、压应力的大小、受压区域的几何尺寸、约束条件.根据以上几点因

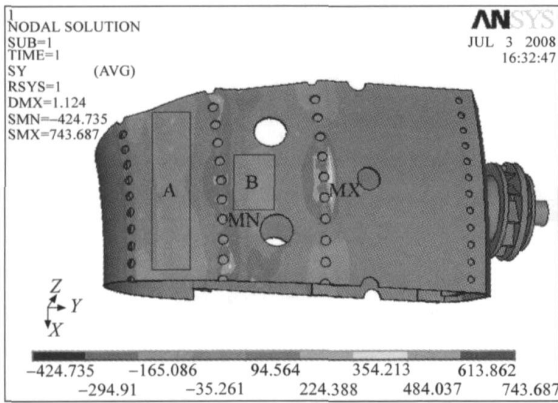
素,确定火焰筒的局部蠕变屈曲考核部位。

本文考虑热-流-固耦合方法确定的壁温和内外压差(约为 0.06 MPa)的影响,对火焰筒结构进行静力分析。通过分析结果以及壁温的分布特点可知,内环的温度及热应力比外环略高,但是外环直径比内环直径大很多(外环直径 262 mm,内环直径 180 mm),同时筒壁内外气流压差对外环造成周向压应力,对内环造成周向拉应力,所以,外

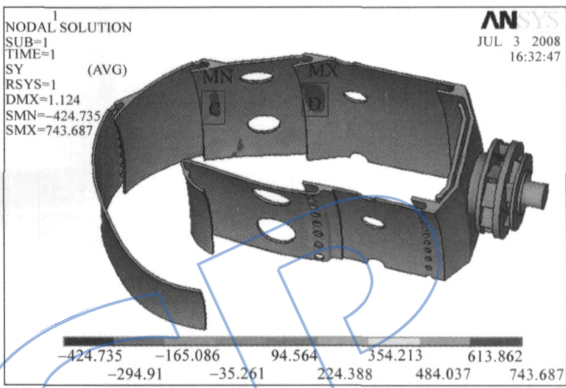
环远比内环更容易发生蠕变屈曲。

该型火焰筒的结构,外环上有四圈加厚区域,通常屈曲只会发生在两圈加厚区之间的筒体上和气膜孔唇边处。参考图 5 的火焰筒外环的周向应力分布(静力计算结果显示轴向压应力很小,并且轴向不易发生蠕变屈曲),以确定最容易发生蠕变屈曲的部位。

由图 5 的计算结果可以得到如下结论:



(a) 加厚区之间的筒体



(b) 唇边位置的筒体

图 5 火焰筒周向压应力区域示意图(单位:MPa)

Fig. 5 Sketch of combustor liner circumferential compressive stress (unit:MPa)

1) 4 个区域的压应力水平:A 区和 B 区在 150 MPa 左右,C 区和 D 区在 260 MPa 左右;温度水平:A 区的平均温度 300 °C(小于 0.3 T_m ,不需要考虑蠕变的影响)左右,B 区的平均温度 550 °C 左右,C 区的平均温度 620 °C 左右,D 区的平均温度 460 °C 左右。

2) B 区、C 区和 D 区 3 个区域的约束条件和受压面积相当,根据局部蠕变屈曲的失稳要素,可以确定 C 区为局部蠕变屈曲考核部位。

3.3 子模型技术提取考核部位的约束条件

对于复杂的火焰筒结构,局部蠕变屈曲失稳恰体现为整个火焰筒结构的局部特征,局部蠕变屈曲考核部位可认为是整个火焰筒结构中的一个子模型,考虑到局部蠕变屈曲的失稳要素:温度、压应力、几何尺寸、边界条件。因此可以把子模型法引入到非线性/热弹塑性/蠕变分析中,目的主要是更加精确的提取局部受压区的位移和温度边界条件,之后对局部区域进行非线性/热弹塑性/蠕变分析。

子模型的基本流程,如图 6 所示。

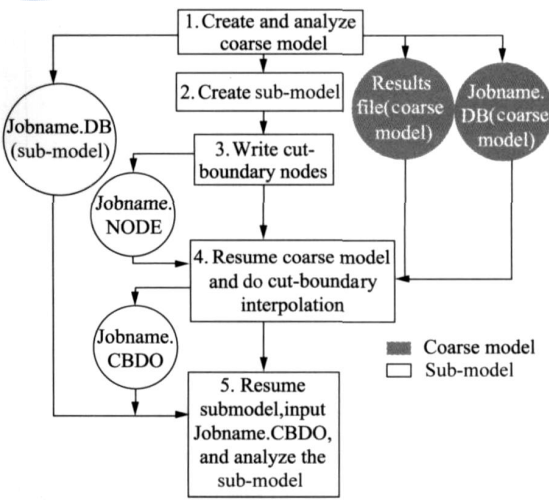


图 6 有限元程序中子模型法的基本流程

Fig. 6 Flow of sub-model method in finite element model

3.4 局部蠕变屈曲临界时间分析

采用有限元法对局部考核部位进行非线性/热弹塑性/蠕变分析,来确定局部考核部位的蠕变变形发展历程。

局部蠕变屈曲考核部位 C 区的局部边界条件由子模型方法提取,如图 7 所示.

通过计算得到局部蠕变屈曲考核部位蠕变变形随时间的变化曲线,如图 8 所示.

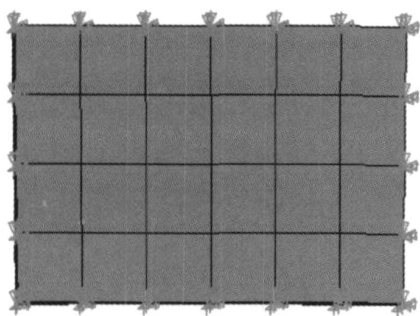


图 7 子模型法提取 C 区边界条件
Fig. 7 Boundary conditions of section C

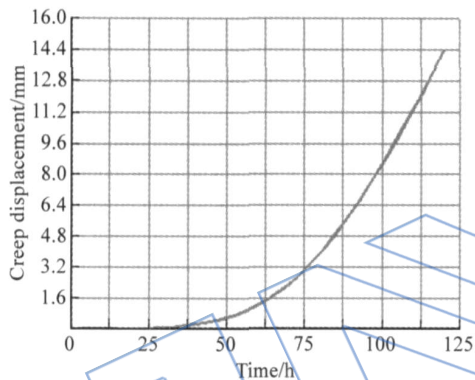


图 8 考核部位蠕变变形随时间变化曲线
Fig. 8 Time history curve of creep strain at checking section

通过“曲率极大点”法,由图 8 可知,火焰筒结构局部危险部位的蠕变屈曲时间 $t_{cr} = 56\text{ h}$.

为了验证本文提出的局部蠕变屈曲分析方法的有效性,采用文献[4]中火焰筒蠕变屈曲的分析方法,作“平均温度”、“平均应力”、“平面应变”假设,计算思路与本文方法基本相同,不同在于将平均温度(570 °C,局部分析时为 620 °C)和平均应力(200 MPa,局部分析时为 260 MPa)作为计算条件,通过分析得到蠕变屈曲临界时间如表 4 所示,并将计算结果与本文局部蠕变屈曲分析结果进行对比.

由文献[4]方法及本文局部蠕变屈曲分析方法的计算结果对比可知:

1) 文献[4]方法和本文方法确定的蠕变屈曲临界时间分别为 80 h 和 56 h. 本文方法采用“局部温度”和“局部压应力”作为基准温度和应力进行分析计算,因此本文方法确定的蠕变屈曲临界时

间小于文献[4]方法. 这说明本文提出的局部蠕变屈曲分析方法确定的蠕变临界时间更加符合火焰筒结构应力场和温度场的分布情况(由于温度水平和压应力水平高,蠕变屈曲时间小).

2) 局部蠕变屈曲分析方法,减小了由于整体蠕变屈曲分析中^[4]的“平均温度”、“平均应力”、“平面应变”假设带来的误差,提高了计算精度.

3) 局部蠕变屈曲是复杂载荷场火焰筒结构的主要失稳特征,进一步验证了本文提出的“局部蠕变屈曲”概念的正确性和存在的可能性.

表 4 本文方法与文献[4]方法计算条件及结果对比
Table 4 Compare of design conditions and results between author's method and literature [4]

文献 [4] 方法	计算条件			计算蠕变 屈曲时间/h
	平均 温度/ °C	平均 应力/ MPa	平面应变	
本文 方法	570	200	平面单元	80
本文 方法	局部 温度/ °C	局部 应力/ MPa	整体计算	56
	620	260	实体单元	

4 结 论

本文根据火焰筒结构的温度场和应力场特点,从理论、试验和数值仿真的角度给出一套局部蠕变屈曲的分析方法,具体概括如下:

1) 通过外压圆柱壳的蠕变屈曲理论模型和已有的外压短圆柱壳蠕变屈曲试验研究结果,验证了采用有限元法,结合“曲率极大点法”屈曲判据,确定构件蠕变屈曲临界时间方法的合理性与有效性,并且为火焰筒蠕变屈曲计算分析提供了模型简化的基础和方法上的准备;

2) 根据火焰筒温度场和应力场的“局部”特性,首次提出“局部蠕变屈曲”的概念,并将子模型技术引入到非线性/热弹塑性/蠕变分析程序中,形成一套局部蠕变屈曲的工程分析方法;

3) 局部蠕变屈曲分析方法避免了整体蠕变屈曲方法的“平均应力”、“平均温度”、“平面应变”假设带来的误差,使得计算结果更加准确,更加符合应力场和温度场分布特点.

总之,本文提出的火焰筒结构局部蠕变屈曲分析方法改善了传统分析方法的不足,并且方法具备可靠的理论和试验依据.同时,方法适用于复

杂载荷条件下的复杂结构局部蠕变屈曲分析,具有良好的推广性和工程参考价值.

参考文献:

- [1] Shanley F R. Weight-Strength analysis of aircraft structures[M]. New York:Mc Graw-Hill,1952.
- [2] Obrecht H. Creep buckling of circular cylinders under axial compression[J]. Int. J. Solids and Structures, 1977,36(9):337-355.
- [3] Combesure A. Simplified prediction of the creep buckling of cylinders under external pressure: Part 1 - Finite element validation[J]. Eur. J. Mech. A/ Solids, 1998,16(17):1021-1036.
- [4] 雷友峰. 航空发动机火焰筒蠕变屈曲研究[D]. 西安:空军工程学院, 1995.
- LEI Youfeng. Study on aero-engine combustor liner creep buckling[D]. Xi'an: Air Force College of Engineering, 1995. (in Chinese)
- [5] Zeng J L, Tan K H, Huang Z F. Primary creep buckling of steel columns in fire[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003,18(59):951-970.
- [6] 向红. 几何非线性对压杆蠕变屈曲临界时间的影响[J]. 株洲工学院学报, 2006,20(6):94-97.
- XIANG Hong. Effect of geometric nonlinearity on the critical time of creep buckling for a compressed column[J]. Journal of Zhuzhou Institute of Technology, 2006,20(6):94-97. (in Chinese)
- [7] Hilton H H. Creep collapse of viscoelastic columns with initial curvatures[J]. Journal of Aeronautical Science, 1952,19(3):844-846.
- [8] Hewitt J S, Mazumdar J. Buckling of viscoelastic plates[J]. AIAA Journal, 1977,15(6):451-452.
- [9] Touati D, Cederbaum G. Postbuckling analysis of imperfect nonlinear viscoelastic columns[J]. International Journal of Solids and Structures, 1997,34(12):1751-1760.
- [10] Minahan T M, Knauss W G. Creep buckling of viscoelastic structures[J]. International Journal of Solids and Structures, 1993,30(36):1057-1092.
- [11] Szyszkowski W, Glockner P G. The stability of viscoelastic perfect columns: a dynamic approach[J]. International Journal of Solids and Structures, 1985,21(6):545-559.
- [12] 丁睿, 朱正佑, 程昌钧. 粘弹性柱壳的若干动力学性质[J]. 应用数学与力学, 1999,20(3):221-228.
- DING Rui, ZHU Zhengyou, CHENG Changjun. Some dynamical properties of a viscoelastic cylindrical shell[J]. Applied Mathematics and Mechanics, 1999,20(3):221-228. (in Chinese)
- [13] Drozdov A D. Almost sure stability of viscoelastic structural members driven by random loads[J]. Journal of Sound and Vibration, 1996,197(3):293-307.
- [14] Wilson D W, Vinson J R. Viscoelastic analysis of laminated plate buckling[J]. AIAA Journal, 1984,22(2):982-988.
- [15] Ashour H A. Creep buckling of cylindrical panels under multiracial loading[J]. Composite Structures, 1994,52(1):139-148.
- [16] 孙远翔, 马和中, 高镇同, 等. 正交铺设层合板的蠕变屈曲分析[J]. 固体力学学报, 1998,19(4):347-354.
- SUN Yuanxiang, MA Hezhong, GAO Zhen tong, et al. Creep buckling of cross ply laminated plates[J]. Acta Mechanica Solid Sinica, 1998,19(4):347-354. (in Chinese).
- [17] Shalev D, Aboudi J. Post buckling analysis of viscoelastic laminated plates using high-order theory[J]. International Journal of Solids and Structures, 1991,27(31):1747-1755.
- [18] Cederbaum G, Touati D. Postbuckling of imperfect nonlinear viscoelastic cylindrical panels[J]. International Journal of Non-linear Mechanics, 2002,37(9):757-762.
- [19] 彭凡, 向红, 傅衣铭. 粘弹性层合圆柱壳的蠕变分岔屈曲[J]. 力学学报, 2006,38(6):792-798.
- PENG Fan, XIANG Hong, FU Yiming. Characteristics of creep buckling for viscoelastic laminated cylindrical shell[J]. Acta Mechanica Sinica, 2006,38(6):792-798. (in Chinese).
- [20] 严爱民. 高温外压短圆柱壳蠕变屈曲的实验研究及工程应用方法[D]. 南京:南京化工学院, 1989.
- YAN Aimin. Engineering method and experimental investigation of creep buckling of thin wall cylindrical shells under external pressure at high temperature[D]. Nanjing: Nanjing Chemical Engineering Institute, 1989. (in Chinese)
- [21] 周承倜. 薄壳弹塑性稳定理论[M]. 北京:国防工业出版社, 1979.
- ZHOU Chengchou. Elastic plastic stability theory of thin wall shells[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1979. (in Chinese)
- [22] 陈铁云, 沈惠申. 结构的屈曲[M]. 上海:上海科技文献出版社, 1993.
- CHEN Tiejun, SHEN Huishen. Structural buckling[M]. Shanghai: Shanghai Scientific and Technical Press, 1993. (in Chinese)