

考虑各向同性塑性损伤的钢结构塑性区分析方法

王连坤¹, 郝际平¹, 张俊峰¹, 王孟鸿²

(1. 西安建筑科技大学土木工程学院, 710055, 西安; 2. 北京建筑工程学院土木与交通工程学院, 100044, 北京)

摘要: 基于更新拉格朗日构形的增量虚位移原理和三维空间薄壁构件理论, 以构件拉弯、压弯、纯弯及扭转状态下平衡微分方程的解作为形函数, 详细推导了考虑截面翘曲影响的空间薄壁梁柱单元的几何非线性切线刚度矩阵; 基于结构钢各向同性塑性累积损伤的本构关系, 以及能反映 Bauschinger 效应和屈服面扩张的 Zeigler 混合强化模型、Von Mises 屈服准则、相关流动法则, 推导了考虑材料损伤和混合强化本构关系的弹塑性刚度矩阵。算例证明文中的方法可以达到较高的精度, 从而为进行空间钢框架结构考虑损伤的高等分析提供了依据。

关键词: 钢结构; 各向同性; 塑性累积损伤; 塑性区分析; 更新拉格朗日构形; 虚位移原理

中图分类号: TU973 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2008)07-0885-06

Plastic-Zone Method of Steel Structure Considering Isotropic Plastic Damage

WANG Liankun¹, HAO Jiping¹, ZHANG Junfeng¹, WANG Menghong²

(1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture & Technology, Xi'an 710055, China; 2. College of Civil Engineering and Traffic Engineering, Beijing Institute of Civil Engineering & Architecture, Beijing 100044, China)

Abstract: According to the increment virtual displacement principle based on the updated Lagrange configuration and 3D space thin-walled member theory, the solutions of equilibrium equations under stretch-bending, compression-bending, pure bending and torsion, are taken as the interpolation functions, and the geometrical nonlinear stiffness matrix of space thin-walled beam-column elements considering cross-section warping effect is derived. The Von Mises yield criterion in combination with the Zeigler mixed hardening assumption which takes the Bauschinger effect and yield surface expansion into account and an association flow rule is incorporated into the material nonlinearity consideration, and the constitutive equations based on isotropic plastic accumulative damage are considered in the process. The accuracy and efficiency of the proposed analytical configuration are verified by numerical examples, and the method may provide a foundation for the advanced analysis of space steel frames considering damage.

Keywords: steel structure; isotropic material; plastic accumulative damage; plastic-zone analysis; updated Lagrange configuration; virtual displacement principle

高等分析^[1-2]是指能够充分描述结构系统及其构件在极限状态下的承载力和稳定性、从而不需要进行单个构件承载力验算的分析方法, 包括塑性铰法和塑性区法。塑性区法把构件沿长度和截面同时进行离散, 直接跟踪截面网格纤维的应力状态以反映塑性的渐变发展, 节点处的变形通过数值积分获

得, 是真正意义上精确的弹塑性分析方法。

在循环屈服荷载作用下, 构件内部的微缺陷不断扩大, 致使构件受荷的实际面积减小, 在一定程度上改变了材料的性质。损伤力学很好地解释了这一现象^[3-4], 但对该学科在结构中、尤其是钢结构非线性分析中的应用研究较少。宋振森等人^[5]基于各向

同性损伤本构推导了大变形条件下的有限元列式,但该列式不便于梁柱单元和结构的整体分析.本文基于增量虚位移原理和空间薄壁构件理论,以构件拉弯、压弯、纯弯及扭转状态下平衡微分方程的解作为形函数,推导了考虑截面翘曲影响的空间薄壁梁柱单元的几何非线性切线刚度矩阵,同时基于结构钢各向同性塑性累积损伤的本构关系,以及能反映Bauschinger效应及屈服面扩张的Zeigler混合强化模型、Von Mises屈服准则和相关流动法则,推导了考虑材料损伤和混合强化本构关系的弹塑性刚度矩阵,并通过算例证明了本文方法的效率和精度.

1 基本假定

本文采用的基本假定为:①构件初始状态为等截面直杆,且双轴对称;②大位移小应变;③连接为理想的刚接;④不考虑板件的局部屈曲.

2 基于Zeigler模型的弹塑性本构方程^[6]

由弹性状态下的应力-应变关系张量表达式及相关流动法则可知

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl}^e (d\epsilon_{kl} - d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}}) \quad (1)$$

式中: $d\lambda$ 为与当前应力状态和加载历史有关的非负比例标量.

Von Mises混合强化模型的后继屈服函数为

$$f = F(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - h(\epsilon_{ij}^p) = (3/2)\bar{\sigma}'_{ij}\bar{\sigma}'_{ij} - \bar{\sigma}_s(\bar{\epsilon}_p) \quad (2)$$

式中: $\bar{\sigma}'_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij}\bar{\sigma}_{kk}/3$; $\bar{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} - \alpha_{ij}$; $\bar{\epsilon}_p = \int [(2/3)d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p]^{1/2}$ 为等效塑性应变; $\bar{\sigma}_s$ 为单向拉伸时的现实屈服应力.

由Zeigler随动强化法则得

$$d\alpha_{ij} = d\mu \bar{\sigma}_{ij} = d\mu(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) = C d\epsilon_{ij}^{p(k)} (\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) = C(1-M) d\epsilon_{ij}^p (\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) \quad (3)$$

式中: C 为正标量,表示给定材料的性质; $d\epsilon_{ij}^{p(k)}$ 为运动强化塑性应变; $d\epsilon_{ij}^p$ 为塑性应变增量; $M(-1 \leq M \leq 1)$ 为混合强化系数.

根据一致性条件 $df=0$,得

$$df = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial F}{\partial \alpha_{ij}} d\alpha_{ij} - \frac{dh}{d\epsilon_p^{(i)}} d\epsilon_p^{(i)} \quad (4)$$

考虑到 $\partial F / \partial \alpha_{ij} = -\partial F / \partial \sigma_{ij}$ 及式(1)和式(3),有

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl}^p d\epsilon_{kl} = (C_{ijkl}^e - C_{ijkl}^p) \epsilon_{kl} \quad (5)$$

式中

$$C_{ijkl}^p = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} C_{ijrs} C_{mkl} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} \left[\frac{\partial F}{\partial \sigma_{pq}} C_{pqrs}^e \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} + C(1-M) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda \left(\frac{2}{3} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} \right)^{1/2} (\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) - 2HM\bar{\sigma}_e \left(\frac{2}{3} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{rs}} \right)^{1/2} \right]$$

强化参数 H 表示真应力-对数应变曲线在单向受力时的曲线曲率,本文应用 Ramberg-Osgood 公式,进入塑性后扣除弹性应变部分,则有

$$H = \frac{d\sigma}{d\epsilon^p} = \frac{\sigma_0}{n} \left(\frac{\sigma_0}{\sigma} \right)^{n-1} \quad (6)$$

其中 n, σ_0 为材料常数,可由试验数据拟合确定.

3 各向同性损伤的演化方程^[3-4]

在各向同性条件下,定义损伤变量为缺陷面积与总面积之比

$$D = \frac{A_D}{A} = \frac{A - \tilde{A}}{A} \quad (7)$$

式中: A 为初始无损面积; $\tilde{A}$ 为受损后实际的有效承载面积; A_D 为考虑了应力集中和缺陷相互作用之后的缺陷面积.同时,定义有效 Cauchy 应力张量

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1-D} \quad (8)$$

Lemaitre 把热力学势 ψ 分为不耦合的弹性部分 ψ_e 和塑性部分 ψ_p ,我们只把损伤引入 ψ_e 中

$$\psi = \psi_e(\epsilon_{ij}^e, T, D) + \psi_p(T, \alpha_{ij}, p) \quad (9)$$

式中: p 为累积塑性应变, $\dot{p} = [(2/3)\dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p]^{1/2}$ 为累积塑性应变率.损伤材料与损伤变量功共轭的广义热力学力为

$$y = \rho \frac{\partial \psi}{\partial D} = -\frac{1}{2} \epsilon_{ij}^e \epsilon_{kl}^e C_{ijkl}^T \quad (10)$$

式中: C_{ijkl}^T 为依赖于温度的4阶弹性刚度矩阵.在恒定应力和温度状态下, y 是弹性应变能对损伤变量的导数的一半^[4].Lemaitre耗散势为

$$\psi^*(y, \dot{p}, T) = \frac{S_0}{s_0 + 1} \left(\frac{-y}{S_0} \right)^{s_0+1} \dot{p} \quad (11)$$

式中: S_0 和 s_0 为材料参数.由此可得到损伤演化方程

$$\dot{D} = -\frac{\partial \psi^*}{\partial y} = \left(\frac{-y}{S_0} \right)^{s_0} \dot{p} \quad (12)$$

采用损伤材料的 Ramberg-Osgood 强化律关系式

$$p = \left[\frac{\sigma_{eq}}{(1-D)\sigma_0} \right]^n \quad (13)$$

可得

$$\dot{D} = \left\{ \frac{\sigma_0^2}{2ES_0} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] p^{2/n} \right\}^{s_0} \dot{p} \quad (14)$$

4 含损伤的梁柱单元弹塑性刚度矩阵

4.1 三维梁柱单元基于损伤的虚位移原理

本文符号的约定同文献[7],以 C_0 表示初始未变形的构形, C_1 表示变形后的已知构形, C_2 表示变形后的未知构形. 在大位移条件下,采用更新拉格朗日增量描述并略去高阶项,式(8)可改写为

$${}^1\tilde{\mathbf{S}}_{ij} = \frac{{}^1\mathbf{S}_{ij}}{1-{}^1D} + \frac{{}^1\mathbf{S}_{ij}}{(1-{}^1D)^2}\Delta D \quad (15)$$

由 Lemaitre 应变等效假设可得

$${}^1\tilde{\mathbf{S}}_{ij} = \mathbf{C}_{ijkl} {}^1\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e \quad (16)$$

将式(11)代入上式得

$${}^1\mathbf{S}_{ij} = \tilde{\mathbf{C}}_{ijkl} {}^1\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e - \frac{{}^1\mathbf{S}_{ij}}{(1-{}^1D)}\Delta D \quad (17)$$

式中: $\tilde{\mathbf{C}}_{ijkl} = \mathbf{C}_{ijkl}(1-{}^1D)$. 将式(17)扩展到弹塑性阶段,并考虑到 $\mathbf{S}_{ij} = {}^1\boldsymbol{\tau}_{ij}$, 得

$${}^1\mathbf{S}_{ij} = \tilde{\mathbf{C}}_{ijkl}^p {}^1\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e - \frac{{}^1\boldsymbol{\tau}_{ij}}{(1-{}^1D)}\Delta D \quad (18)$$

将式(18)代入线性化的虚位移原理^[8],整理得

$$\int_{1V} {}^1\tilde{\mathbf{C}}_{ijkl}^p \mathbf{e}_{kl} \delta_1 \mathbf{e}_{ij}^1 dV + \int_{1V} {}^1\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{ij} \delta_1 \boldsymbol{\eta}_{ij}^1 dV = {}^1\mathbf{R} - \int_{1V} {}^1\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{ij} \delta_1 \mathbf{e}_{ij}^1 dV \quad (19)$$

式中: ${}^1\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{ij} = {}^1\boldsymbol{\tau}_{ij}(1-{}^1D - \delta^1D)/(1-{}^1D)$.

4.2 位移插值函数

为了提高空间薄壁结构的分析精度,横向位移和转角位移(包括扭转角)由梁柱弯曲及扭转平衡微分方程推导,其中不包括扭转部分的稳定插值函数可参考文献[8],轴向位移仍采用线性函数插值.

将梁柱构件截面中心位移用两端点截面中心位移表示为

$$u = \mathbf{N}_u \mathbf{u}; v = \mathbf{N}_v \mathbf{u}; w = \mathbf{N}_w \mathbf{u}; \theta = \mathbf{N}_\theta \mathbf{u} \quad (20)$$

式中

$$\begin{aligned} \mathbf{N}_u &= [N_1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ N_2 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0] \\ \mathbf{N}_v &= [0 \ N_{3y} \ 0 \ 0 \ 0 \ N_{5y} \ 0 \ 0 \ N_{4y} \ 0 \ 0 \ 0 \ N_{6y} \ 0] \\ \mathbf{N}_w &= [0 \ 0 \ N_{3z} \ 0 \ -N_{5z} \ 0 \ 0 \ 0 \ N_{4z} \ 0 \ -N_{6z} \ 0 \ 0] \\ \mathbf{N}_\theta &= [0 \ 0 \ 0 \ N_{3\theta} \ 0 \ 0 \ N_{5\theta} \ 0 \ 0 \ 0 \ N_{4\theta} \ 0 \ 0 \ N_{6\theta}] \end{aligned}$$

其中线性插值函数为

$$N_1 = 1 - x/l; N_2 = x/l \quad (21)$$

稳定插值函数选用能满足梁柱微分方程的精确函数,单元受拉时稳定插值函数为

$$N_{3n} = \frac{1-c}{\Delta} \cosh(kx) + \frac{s}{\Delta} \sinh(kx) -$$

$$\frac{s}{\Delta} kx + \frac{1-c+kl s}{\Delta}$$

$$N_{4n} = \frac{c-1}{\Delta} \cosh(kx) - \frac{s}{\Delta} \sinh(kx) +$$

$$\frac{s}{\Delta} kx + \frac{1-c}{\Delta}$$

$$N_{5n} = \frac{s-klc}{k\Delta} \cosh(kx) + \frac{1-c+kl s}{\Delta} \sinh(kx) -$$

$$\frac{1-c}{k\Delta} kx + \frac{klc-s}{k\Delta}$$

$$N_{6n} = \frac{kl-s}{k\Delta} \cosh(kx) + \frac{c-1}{\Delta} \sinh(kx) -$$

$$\frac{1-c}{k\Delta} kx + \frac{s-kl}{k\Delta}$$

式中: $c = \cosh(kl)$; $s = \sinh(kl)$; $\Delta = 2 - 2\cosh(kl) + kl \sinh(kl)$; $k^2 = |P|/EI_n$ ($n=y, z$). 扭转微分方程的解不受轴力方向的影响,且其方程形式同单元拉弯状态,故扭转时稳定插值函数与受拉时相同,其中 $k^2 = GI_T/EI_\omega$, $n=\theta$,不再赘述. 单元受压时的稳定插值函数参见文献[8].

4.3 薄壁梁柱单元考虑损伤的非线性刚度矩阵

4.3.1 几何刚度矩阵 如图1所示,假定截面形心为 C ,剪切中心为 T ,以 (u, v, w) 表示截面形心的位移, (u_t, v_t, w_t) 表示剪切中心的位移, (a_y, a_z) 表示截面形心到剪切中心的距离, $P(u_x, u_y, u_z)$ 表示截面任意点的位移, ω, ω_t 分别为相对于形心和剪切中心的扇形坐标. 对于双轴对称截面的构件,有

$$\left. \begin{aligned} u_x &= u_t - yv'_t - zw'_t - \omega_t \theta'_x \\ u_y &= v_t - (z - a_z) \theta_x \\ u_z &= w_t + (z - a_y) \theta_x \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

将上式代入更新拉格朗日构形虚位移原理式(19)的第二项,可得

$$\begin{aligned} \int_{1V} {}^1\tilde{\boldsymbol{\tau}}_{ij} \delta_1 \boldsymbol{\eta}_{ij}^1 dV &= \frac{1}{2} \int_0^l [\tilde{F}_x \delta(v'^2 + w'^2) - \\ &2\tilde{M}_y \delta(v'\theta'_x) - 2\tilde{M}_z \delta(w'\theta'_x) + \tilde{K} \delta(\theta'^2_x)] dx + \\ &\int_0^l [\tilde{F}_y \delta(-u'v' + w'\theta_x) - (1-\alpha)\tilde{M}_x \delta(v'w'')] dx + \\ &\int_0^l [\tilde{F}_z \delta(-u'w' - v'\theta_x) + \alpha\tilde{M}_x \delta(w'v'')] dx \end{aligned} \quad (23)$$

式中: $(\cdot)' = d(\cdot)/dx$; l 为单元长度; $\tilde{F}_x, \tilde{F}_y, \tilde{F}_z$ 分别为考虑损伤影响的单元轴力及 y, z 轴方向的剪力; $\tilde{M}_y, \tilde{M}_z, \tilde{M}_x$ 分别为计入损伤因素的单元对 y, z 轴

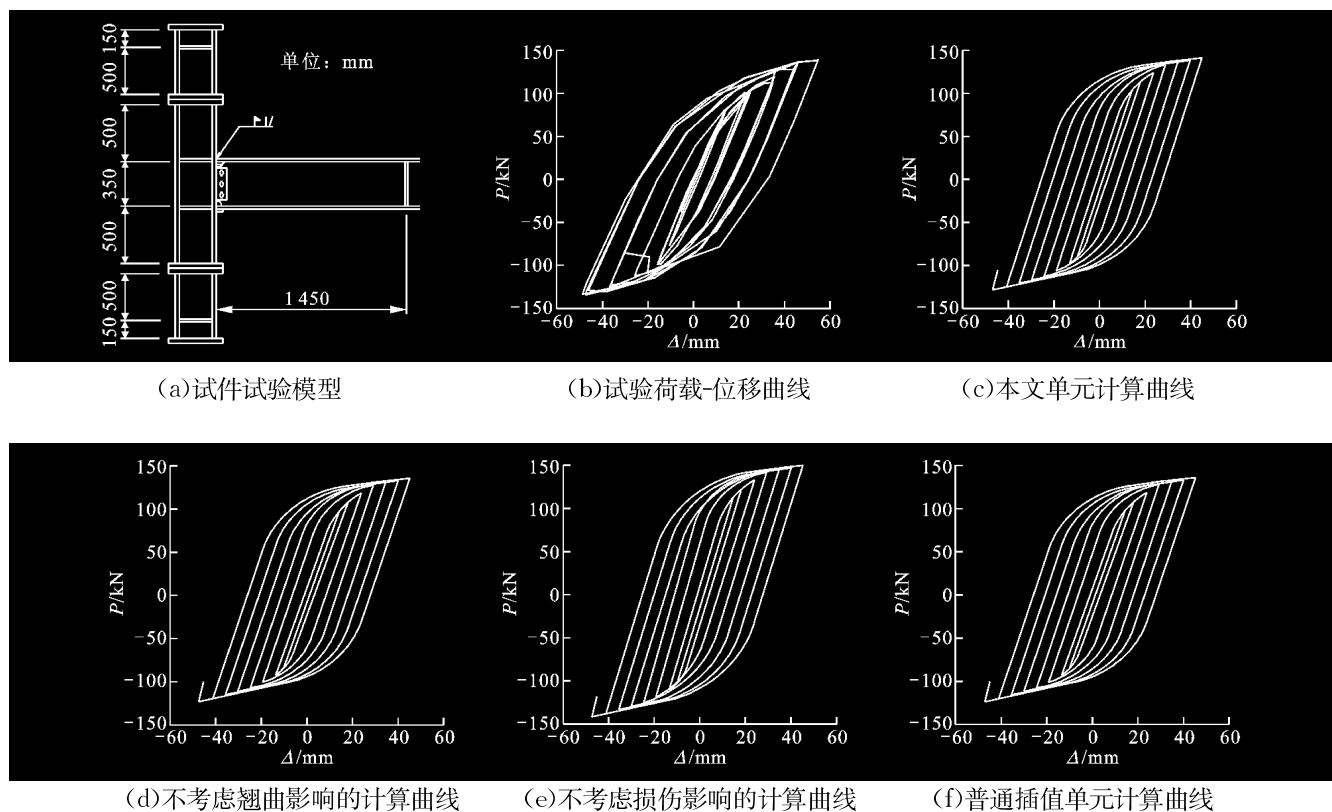


图2 梁柱连接结点的荷载-位移曲线

当不考虑弹塑性损伤因素的不利影响时,计算曲线明显偏高,如图 2e 所示.由于普通三次插值单元不能反映轴力对变形的影响,因此采用这类单元计算时,梁柱构件沿长度方向需要划分为 10 和 22 个单元才能接近本文结果,如图 2f 所示.

算例 2 文献[10]考虑翘曲影响对如图 3 所示的框架进行了分析,构件截面均为美国 W 系列 H 型钢 W21×93,腹板位于框架平面内, $E=200\text{ GPa}$, $\nu=0.3$, $A=176.13\text{ cm}^2$, $I_x=86\,160\text{ cm}^4$, $I_y=3\,867\text{ cm}^4$, $J=251\text{ cm}^4$, $I_\omega=26.69\times 10^5\text{ cm}^6$.框架平面内施加沿 x 方向的外荷载 P ,平面外施加沿 y 方向的扰动荷载 $0.001P$,每个构件划分为 4 个单元,所得荷载-位移曲线如图 4 所示.分别采用本文 1 个单元和 2 个单元模拟单根构件,对该框架进行计算,计算结果与文献[10]结果的对比见图 4.

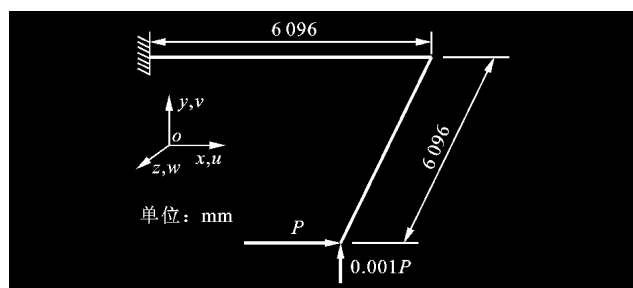
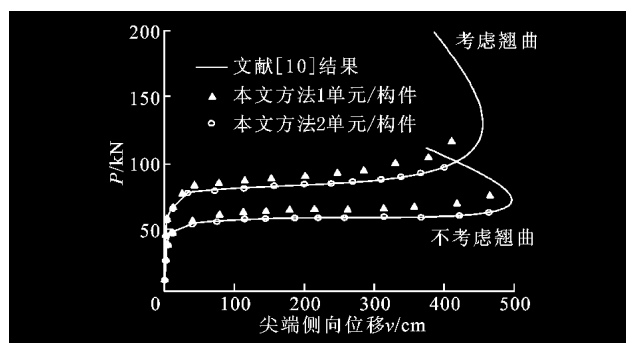
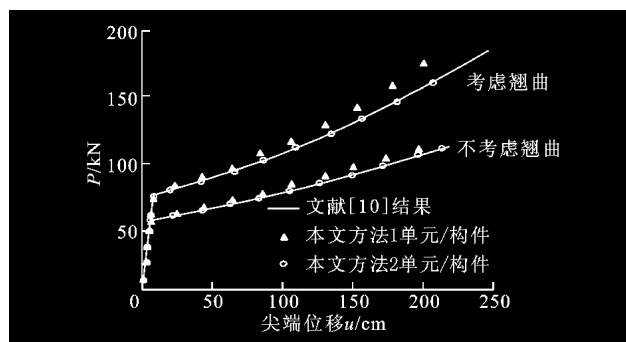


图3 文献[10]的分析模型



(a) y 向荷载-位移曲线



(b) x 向荷载-位移曲线

图4 平面框架几何非线性分析的荷载-位移曲线

6 结束语

本文从更新拉格朗日构形的增量虚位移原理和空间薄壁杆件理论出发,结合梁柱法和有限单元法,

采用基于梁-柱理论的稳定函数插值推导了考虑截面翘曲影响的三维薄壁梁柱单元几何非线性切线刚度矩阵,推导过程中考虑了双向弯曲和扭转及其各耦合项对刚度矩阵的影响,同时基于结构钢各向同性塑性累积损伤的本构关系,以及能反映 Bauschinger 效应和屈服面扩张的 Zeigler 混合强化模型、Von Mises 屈服准则、相关流动法则,得到了考虑材料损伤和混合强化本构模型的弹塑性刚度矩阵。通过计算实例可以看出,利用本文提供的单元可以达到较高的精度。事实表明,在整体结构中只有少数关键构件进入塑性直到破坏,其他构件仍处于弹性范围,因此可以采用混合单元方法进行整体分析;指定部分构件进行弹塑性分析,对其他构件则进行几何非线性分析。这样做大大减少了计算工作量,使塑性区方法在整体分析和设计中的应用变得切实可行,从而为进行空间钢框架结构考虑损伤的双重非线性精确高等分析提供了依据。

参考文献:

- [1] CHEN W F, TOMA S. Advanced analysis of steel frames: theory, software, and application [M]. London, UK: CRC Press Inc., 1996: 26-35.
- [2] CHEN W F, KINM S E. LRFD steel design using advanced analysis [M]. London, UK: CRC Press Inc., 1997: 46-82.
- [3] 余寿文, 冯西桥. 损伤力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1997: 1-31.
- [4] LEMAITRE J. A course on damage mechanics [M]. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1992: 1-76.
- [5] 宋振森, 顾强, 苏明周. 考虑混合强化和弹塑性损伤的有限元模型[J]. 西安交通大学学报, 2000, 34(11): 95-98.
SONG Zhensen, GU Qiang, SU Mingzhou. Large deflection finite element method model based on damage theory and mixed hardening [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2000, 34(11): 95-98.
- [6] CHEN W F, HAN D J. Plasticity for structural engineers [M]. New York, USA: Springer-Verlag, 1988: 26-88.
- [7] YANG Y B, KUO S R. Theory and analysis of nonlinear frame structure [M]. Singapore: Prentice Hall, 1994: 30-39.
- [8] LIEW J Y R, CHEN Hong, SHANMUGAM N E, et al. Improved nonlinear plastic hinge analysis of space frame structures [J]. Engineering Structures, 2000, 22(10): 1324-1338.
- [9] 宋振森. 刚性钢框架梁柱连接在地震作用下的累积损伤破坏机理及抗震设计对策[D]. 西安: 西安建筑科技大学土木工程学院, 2001.
- [10] YANG Y B, MCGUIRE W. Joint rotation and geometric nonlinear analysis [J]. ASCE Journal of Structural Engineering, 1986, 112(4): 879-905.

(编辑 葛赵青)

(上接第 814 页)

- [3] 陈曦, 吴亦农, 王维杨. 斯特林制冷机用于冰箱技术的发展优势[J]. 制冷学报, 2004, 4: 49-53.
CHEN Xi, WU Yinong, WANG Weiyang. Advantages of developing refrigerator technology using stirling cycle cooler [J]. Journal of Refrigeration, 2004, 4: 49-53.
- [4] 吕萍, 段理华. 逆斯特林循环在 CFCs 替代技术中的地位[J]. 太原理工大学学报, 2005, 36: 20-23.
LÜ Ping, DUAN Lihua. The position of reversed Stirling cycle in CFCs alternative technology [J]. Journal of Taiyuan University of Technology, 2005, 36: 20-23.
- [5] LANGE T J, VRIES M J. The application of the Stirling cycle to refrigeration machines: a design methodological analysis [C]// Proc of 6th ISEC. Eindhoven, Netherlands: ISEC, 1993: 285-290.
- [6] HUANG B J, LU C W. Split-type free-displacer Stirling refrigerator design using linear network analysis [J]. Cryogenics, 1996, 36: 1005-1017.
- [7] BERCHOWITZ D M, MCENTEE J, WELTY S. Design and testing of a 40 W free-piston Stirling cycle cooling unit [C]// 20th IIR Conference. Sydney, Australia: IIR, 1999: 1-7.
- [8] ATAER Ö E, KATABULUT H. Thermodynamic analysis of the V-type Stirling-cycle refrigerator [J]. International Journal of Refrigeration, 2005, 28: 183-189.
- [9] HUANG B J, CHEN H Y. Modeling of integral-type Stirling refrigerator using system dynamics approach [J]. International Journal of Refrigeration, 2002, 23: 632-641.
- [10] SUN Le'an, YAN Qingyun, LI Liansheng, et al. Experimental investigation on a Stirling-cycle in application of domestic refrigerator [C/CD]// The 22nd IIR International Congress of Refrigeration. Beijing, China: IIR&CAR, 2007: ICR07-B2-987.
- [11] 边绍雄. 低温制冷机[M]. 2 版. 北京: 机械工业出版社, 1983: 13-14.
- [12] 郁永江. 活塞式压缩机[M]. 北京: 机械工业出版社, 1982: 227-279.

(编辑 王焕雪)