

裂纹尖端弹塑性与氢扩散耦合分析*

吴晓金¹ 王家序¹ 金山宽² 肖科¹

(1. 重庆大学机械传动国家重点实验室, 重庆 400030;

2. 九州大学智能机械专攻计算力学研究室, 福冈 819-0395, 日本)

【摘要】 提出描述钝性裂纹尖端氢扩散现象的数学模型,将结构分析和氢扩散分析的结果进行耦合计算,运用有限元方法揭示静水压力、塑性变形与氢扩散的关系,研究塑性变形与氢在裂纹尖端区域协同作用的影响规律。结合氢扩散分析结果,用有限元方法评价材料的大变形弹塑性行为,考虑局部流动应力的氢效应,用有限元分析解决钝性裂缝尖端的平衡氢分布和大应变弹塑性边界值的耦合问题。

关键词: 氢脆 氢致裂纹 耦合分析

中图分类号: TP391.9; TB301 文献标识码: A 文章编号: 1000-1298(2010)06-0193-06

Coupling Analysis of Elastoplastic-diffusion and Hydrogen Transport near Blunt Crack Tip

Wu Xiaojin¹ Wang Jiayu¹ Kanayama Hiroshi² Xiao Ke¹

(1. *The State Key Laboratory of Mechanical Transmission, Chongqing University, Chongqing 400030, China*

2. *Faculty of Engineering, Kyushu University and AIST, Fukuoka 819-0395, Japan*)

Abstract

A mathematical model which described the hydrogen diffusivity near blunt crack tip was proposed. Coupled calculation model for structure and hydrogen diffusion analysis were put forward. Using finite element, the relations between hydrostatic pressure, plastic deformation and hydrogen diffusion were revealed. The synergy influence rules of plastic deformation and hydrogen near the crack tip were analyzed. Finite element method was used to evaluate the large deformation elasto-plastic behavior of the material with the hydrogen diffusion analysis results. Finite element analysis was employed to solve the coupled boundary-value problem of large strain elasto-plasticity and equilibrium hydrogen distributions near blunt crack tip by taking into consideration the effect of hydrogen on local flow stress.

Key words Hydrogen embrittlement, Hydrogen-induced cracking, Coupled analysis

引言

氢在材料的脆性、裂纹扩展及氢致裂纹等方面都起着重要的作用。关于如何避免氢裂纹的实践仍停留在经验积累上,这主要是因为缺少可接受的通用氢脆性机理的理论。近来,研究者已经发展了不同的机理,主要有3类:应力作用下氢化物的形成和分解^[1-3]、氢导致结合力下降^[4]和近年来得到蓬勃发展的氢致局部塑性强化理论(hydrogen enhanced

localized plasticity,简称HELP)^[5-8]。

HELP理论认为,氢作为“溶质”溶解于固体“溶剂”中增强了位错运动,因而增加了临近裂纹区域的局部塑性变形。HELP机理更进一步解释:从最初的氢致裂纹到最终导致材料宏观失效、外载下裂纹板的断裂和疲劳行为取决于临近裂纹尖端区域的应力-应变状态。在氢致裂纹中,裂纹尖端现象(如氢浓度)经常是基于已知裂纹尖端的弹塑性状态细节。然而材料中增强的位错运动与剪切局部化和内

部裂纹间的详细机理至今还不甚清楚。在平面钝形裂纹尖端区域进行的氢扩散与弹塑性行为的耦合分析表明,循环加载下,裂纹尖端区域的氢浓度很大程度上取决于加载频率。本文通过考虑材料微观软化下的氢效应(其产生的弹塑性)与氢扩散的耦合分析来研究加载时间对三维钝性裂纹模型尖端氢扩散的影响。通过大应变弹塑性和氢传递方程说明局部流动应力下氢对微观材料软化的影响,并简述耦合分析的过程及模型、边界条件和材料性质。

1 大应变弹塑性理论

由虚功原理表达的平衡方程为

$$\int_{V^0} S_{ij} \delta E_{ij} dV^0 = \int_{S^0} f_i^0 \delta \eta_i dS^0 + \int_{V^0} b_i^0 \delta \eta_i dV^0 \quad (1)$$

式中 S_{ij} ——第二类 Piola - Kirchhoff 应力
 E_{ij} ——Green - Lagrange 应变
 η_i ——虚位移
 f_i, b_i^0 ——表面力和体力

所有积分都在初始构形上进行,作为强制边界条件,虚位移 η_i 在 $S^0 - S_f^0$ 边界上为零。在粘弹性流体、弹塑性和粘塑性固体中,本构方程通常用应力率(变形率、应力、变形及其它材料参数)来表达,相应的量为给定材料点的应力率,此类材料的虚功方程为

$$\int_{V^0} \left[\dot{S}_{ij} \delta E_{ij} + S_{ij} \frac{\partial v_k}{\partial X_j} \frac{\partial \delta \eta_k}{\partial X_i} \right] dV^0 = \int_{S_f^0} \dot{f}_i^0 \delta \eta_i dS^0 + \int_{V^0} \dot{b}_i^0 \delta \eta_i dV^0 \quad (2)$$

式中 v_k ——变形速度
 X_i ——初始构形正交直角坐标

为了使用更新拉格朗日公式(updated Lagrangian formulation),需将式(2)转换到当前构形上。当前状态为参考状态,令

$$\begin{cases} \delta E_{ij} = \delta D_{ij} \\ \frac{\partial}{\partial X_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \\ S_{ij} = \sigma_{ij} \end{cases} \quad (3)$$

式中 D_{ij} ——变形率
 σ_{ij} ——Cauchy 应力
 x_i ——当前构形下的笛卡尔坐标
 式(2)变为

$$\int_V \left[\sigma_{ij}^{\nabla} \delta D_{ij} + \sigma_{ij} \frac{\partial v_k}{\partial x_j} \frac{\partial \delta \eta_k}{\partial x_i} \right] dV = \int_S \dot{f}_i \delta \eta_i dS + \int_V \dot{b}_i \delta \eta_i dV \quad (4)$$

式中 f_i, b_i ——当前构形下的表面力和体力

$$\sigma_{ij}^{\nabla} \text{——Cauchy 应力的 Truesdell 率} \\ \sigma_{ij}^{\nabla} = \dot{\sigma}_{ij} - \sigma_{ik} v_{j,k} - \sigma_{kj} v_{i,k} + \sigma_{ij} v_{k,k} \quad (5)$$

Cauchy 应力的 Truesdell 率是材料的本质属性,与结构无关,如果在结构上施加刚体运动,它将变为零,而通常的材料率不为零。文中采用方程(4)的变分形式和向后欧拉法(backward Euler method)积分,由 Cauchy 应力的 Truesdell 率表述的本构方程为

$$\sigma_{ij}^{\nabla} = L_{ijkl} D_{kl} \quad (6)$$

其中 $L_{ijkl} = \frac{1}{J} F_{im} F_{jn} F_{kp} F_{lq} D_{mnpq} \quad (7)$

式中 J ——参考状态对当前状态的体积率
 F ——变形张量
 D_{mnpq} ——参考构形下的材料模量张量
 通过材料模量 L_{ijkl} 从参考构形转化到当前构形。

2 氢传递方程的弱形式

基于 Wriedt^[9] 的平衡理论, Sofronis 和 McMeeking 的扩散公式^[10]认为,氢通过正常晶格间隙位置(normal interstitial lattice site,简称 NILS)在材料中运动扩散到 NILS 或俘获氢的陷阱位置,NILS 和陷阱位置的氢浓度(每 m^3 含氢原子个数)分别为

$$C_L = \theta_L N_L \quad (8)$$

$$C_T = \theta_T N_T \quad (9)$$

式中 θ_L, θ_T ——晶格和陷阱位置所占的百分比
 N_L, N_T ——晶格和陷阱位置的密度,个/ m^3

Kumnick 等^[11]认为陷阱位置密度仅与塑性应变 ϵ_p 有关,由此, Sofronis 和 McMeeking^[10]与 Krom 等^[12]得到

$$\lg(N_T) = 23.26 - 2.33e^{-5.5\epsilon_p} \quad (10)$$

陷阱位置与晶格位置的氢浓度关系为^[9]

$$C_T = \frac{C_L N_T K_T}{K_T C_L + N_L} \quad (11)$$

其中 $K_T = e^{\frac{-\Delta E_T}{RT}}$

式中 K_T ——平衡常数
 ΔE_T ——陷阱结合能

陷阱位置的氢浓度对时间的偏分为

$$\frac{\partial C_T}{\partial t} = \frac{\partial C_T}{\partial C_L} \frac{\partial C_L}{\partial t} + \frac{\partial C_T}{\partial N_T} \frac{dN_T}{d\epsilon_p} \frac{\partial \epsilon_p}{\partial t} \quad (12)$$

由此, Krom 等^[12]将氢传递方程表述为

$$\frac{C_L + C_T(1 - \theta_T)}{C_L} \frac{\partial C_L}{\partial t} - \nabla \cdot (D_L \nabla C_L) + \nabla \cdot \left(\frac{C_L D_L \bar{V}_H}{RT} \nabla \sigma_h \right) + \theta_T \frac{dN_T}{d\epsilon_p} \frac{\partial \epsilon_p}{\partial t} = 0 \quad (13)$$

式中 D_L ——氢扩散系数(常量)

\bar{V}_H ——氢的偏摩尔体积

R ——气体常数 T ——绝对温度

σ_h ——静水压, 其导致氢扩散漂移通过

$$\text{NILS}, \sigma_h = \frac{1}{3} \sigma_{ii}$$

扩散方程的弱形式为

$$\left(\left[1 + \frac{N_L K_T N_T}{(K_T C_L + N_L)^2} \right] \frac{\partial C_L}{\partial t}, C_L^* \right)_\Omega + (D_L \nabla C_L, \nabla C_L^*)_\Omega - \left(\frac{C_L D_L \bar{V}_H}{RT} \nabla \sigma_h, \nabla C_L^* \right)_\Omega + \left(C_L \frac{K_T}{K_T C_L + N_L} \frac{dN_T}{d\varepsilon_p} \frac{\partial \varepsilon_p}{\partial t}, C_L^* \right)_\Omega = 0 \quad (14)$$

式中, $(A, B)_\Omega = \int_\Omega A \cdot B d\Omega$ (在域 Ω 上), C_L^* 为 C_L 的试函数。

时间显式的对流扩散方程表示为

$$\left(\left[1 + \frac{N_L K_T N_T (\varepsilon_p^n)}{(K_T C_L + N_L)^2} \right] \left(\frac{C_L^{n+1} - C_L^n}{\Delta t} \right), C_L^* \right)_\Omega + (D_L \nabla C_L^{n+1}, \nabla C_L^*)_\Omega - \left(\frac{C_L^{n+1} D_L \bar{V}_H}{RT} \nabla \sigma_h^n, \nabla C_L^* \right)_\Omega + \left(C_L^{n+1} \frac{K_T}{K_T C_L + N_L} \cdot 29.508 N_T (\varepsilon_p^n) e^{-5.5 \varepsilon_p^n} \frac{\varepsilon_p^{n+1} - \varepsilon_p^n}{\Delta t}, C_L^* \right)_\Omega = 0 \quad (15)$$

3 局部流动应力

Birnbaum 和 Sofronis^[7]认为, 材料氢脆是由于增强的位错运动使材料在微观尺度上变软, Sofronis 等^[13]用随氢浓度增加而减少的局部流动应力来描述这种软化。需要特别强调的是, 局部流动应力不同于宏观尺度上测量的流动应力, Birnbaum 和 Sofronis 认为宏观测量的流动应力可能增加也可能减少, 这主要取决于因位错势垒移除导致的局部软化的量。Sofronis 等将局部流动应力模型描述为

$$\sigma_y = \sigma_0(c) \left(1 + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} \right)^n \quad (16)$$

其中 $c = \frac{C_L + C_T}{N_L}$ $\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$

式中 c ——NILS 和陷阱位置正则化总氢浓度

$\bar{\varepsilon}_p$ ——等效塑性应变

ε_0 ——对应于无氢时初始屈服应力 σ_0 的初始屈服应变

E ——弹性模量

n ——工作硬化指数

$\sigma_0(c)$ ——有氢时的屈服应力

Kotake 等^[4]将 $\sigma_0(c)$ 描述为简单的线性形式

$$\sigma_0(c) = (\xi c + 1) \sigma_0 \quad (17)$$

式中 ξ ——耦合效应参数 (代表由于氢吸收所致屈服应力的行为)

耦合效应参数分别设为 0、-10 000 和 -20 000, 以得到有氢时分别减少 0%、10% 和 20% 的初始屈服应力 (式 (16))。图 1 所示为不同耦合效应参数下等效塑性应变与局部流动应力的关系。

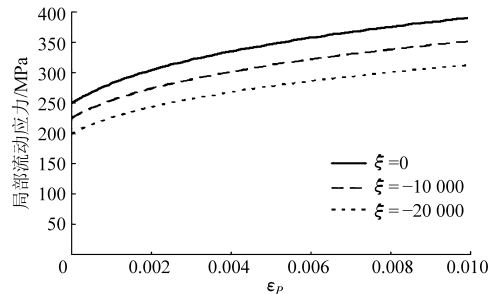


图 1 不同耦合效应参数下局部流动应力与等效塑性应变的关系曲线

Fig. 1 Curve of local flow stress versus equivalent plastic with different coupled effect parameters

4 模型化、边界条件和材料性质

本研究用一个完全耦合分析来评价钝性裂纹尖端区域的氢传递, 并考虑氢在局部软化中的影响以及氢在晶格和陷阱位置扩散下结构分析的影响。图 2 所示为使用通用有限元分析程序 MSC. Marc 进行结构分析和自主程序进行氢扩散计算的耦合分析流程图。结构分析中, 须假定在 NILS 中初始氢质量浓度 $c_0 = 1$ ($C_{i0} = 4.615 \times 10^{24}$ 个/ m^3)。因为在分析开始时陷阱位置密度较低, 陷阱位置的氢浓度 (C_{T0}) 相对于 NILS (C_{i0}) 可以忽略不计, 所以用正则化总氢浓度 $c_0 = 9.05 \times 10^{-6}$ (用来计算有氢时第一个迭代步中的初始屈服应力, 式 (16)), 扩散分析起始步数据通过初始结构分析来获得, 在每个扩散分析步结束后, 更新屈服应力来进行下一迭代步的结构分析, 结构分析结果又用于新扩散步的计算, 如此反

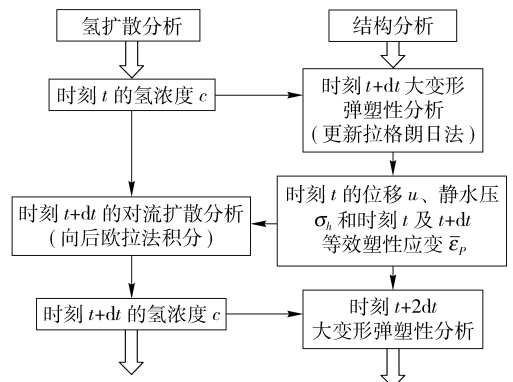


图 2 耦合分析流程图

Fig. 2 Flowchart of coupled analysis

复,直到达到计算时间完成计算。

用有限元分析计算在 I 型、小尺度屈服条件下钝性裂纹尖端临近区域的大变形弹塑性边界值问题。这里的小尺度屈服是指:塑性变形被局部化在裂纹尖端附近区域,而远离屈服区域仍然是弹性变形起主导作用^[15]。图 3 所示为结构分析和扩散分析所用的对称的 3-D 模型区域和边界条件。如图所示,在裂纹面上 ($y = 0$) 作用对称边界条件,厚度方向的位移被完全约束 ($u_z = 0$); $\theta = 0$ 的对称面不受剪切力作用,但约束 Y 方向位移 $u_y = 0$; 在圆周上的位移约束来自结构的弹性分析,并由系数 K_I 控制,即

$$u_x(R, \theta) = K_I \frac{1 + \nu}{E} \sqrt{\frac{R}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) (3 - 4\nu - \cos\theta) \quad (18)$$

$$u_y(R, \theta) = K_I \frac{1 + \nu}{E} \sqrt{\frac{R}{2\pi}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) (3 - 4\nu - \cos\theta) \quad (19)$$

式中 K_I ——应力强度因子

ν ——材料泊松比

θ ——相对于对称面转过的角度

不同的分析时间步长将最终使 K_I 在计算结束时达到最大值 $40 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ 。

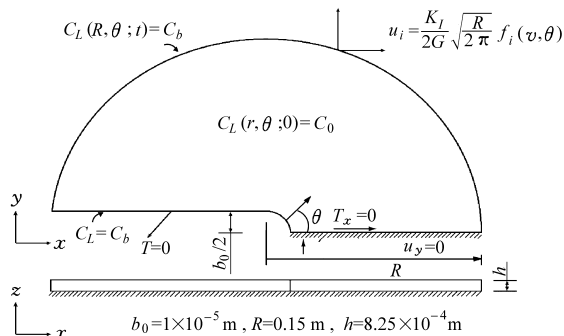


图 3 耦合分析的边界条件和初始条件示意图

Fig. 3 Boundary and initial conditions in coupling analysis

对称轴上氢的浓度为零,而在圆盘的四周和裂纹面上晶格位置的氢浓度是给定的,图 4 所示为结构分析所用的有限元网格,它由 3 706 个节点和 1 776 个八节点六面体单元组成。随后,将六面体网

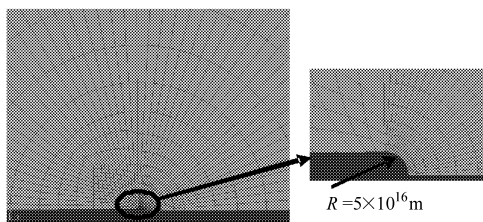


图 4 模型六面体网格划分结果(厚度 $8.25 \times 10^{-4} \text{ m}$)

Fig. 4 Hexahedron element meshing

(thickness is $8.25 \times 10^{-4} \text{ m}$)

格转换为适合自主氢扩散分析程序的有 21 771 个节点和 10 656 个十节点二次四面体单元网格,如图 5 所示。

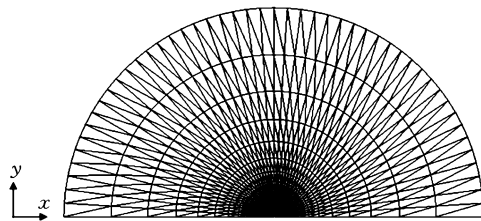


图 5 模型四面体网格划分结果

Fig. 5 Tetrahedron element meshing

模拟中使用的材料为 BCC 纯铁,结构分析和氢扩散分析所需的全部材料参数如表 1 所示。

表 1 材料参数

Tab. 1 Materials parameters

参数	数值
弹性模量 $E/\text{N} \cdot \text{m}^{-2}$	2.07×10^{11}
泊松比 ν	0.3
初始屈服应力 $\sigma_0/\text{N} \cdot \text{m}^{-2}$	2.50×10^8
工作硬化指数 n	0.2
晶格扩散系数 $D_L/\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	1.27×10^{-8}
气体常数 $R/\text{J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	8.314 4
温度 T/K	300
密度 $\rho/\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	7.87×10^3
氢的偏摩尔体积 $\bar{V}_H/\text{m}^3 \cdot \text{mol}^{-1}$	2×10^{-6}
单位体积晶格数 N_L/m^{-3}	5.10×10^{29}
陷阱结合能 $\Delta E_T/\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$	-6.0×10^4

5 计算结果与分析

5.1 钝型裂纹尖端氢与塑性的关系

对于不同的耦合效应参数 ξ 和 NILS 初始氢质量浓度 $C_{i0} = 1$ ($C_{i0} = 4.615 \times 10^{24} \text{ 个}/\text{m}^3$),图 6 为以每步 0.5 s 直到 100 s 结束时,在裂纹面 $\theta = 0$ 尖端的 NILS 静水压 σ_h 和正则化氢浓度 C_L/C_{i0} 与未变形裂纹距离的关系。裂纹变形距离通过当前裂纹开口位移 $b = 4.7b_0$ 来正则化, b_0 为未施加载荷的初始状态裂纹开口宽度 ($b_0 = 5 \times 10^{-6} \text{ m}$)。从图 6a 可以看出,随着耦合效应参数 ξ 的减小(软化增加)屈服应力减小,所以静水压也减少;图 6b 表明, NILS 中的氢浓度也随着软化的增加而减少。图 6 表明的这种关系可以解释为: NILS 中氢的扩散很大程度上取决于静水压的梯度。

图 7 所示为不同耦合效应参数 ξ 下,在裂纹面 $\theta = 0$ 尖端的陷阱等效塑性应变 $\bar{\epsilon}_p$ 及正则化氢浓度 C_L/C_0 与正则化裂纹距离的关系。与图 6 比较可以

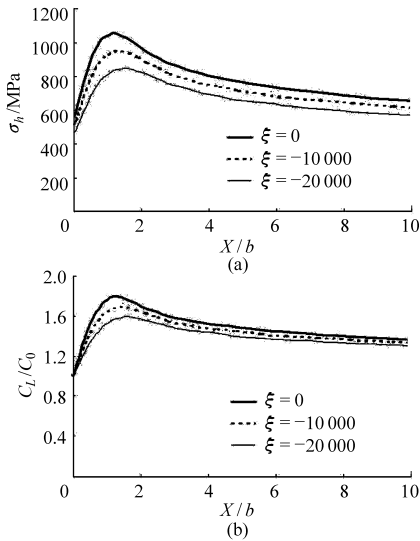


图 6 静水压和氢浓度与裂纹距离的关系曲线
Fig. 6 Curve of hydrostatic stress and hydrogen concentration against crack distance

看出,随着软化的增加,屈服应力和相应的静水压都减小,而等效塑性应变增加,因此,由式(10)认为陷阱位置密度的增加必将导致在陷阱位置氢浓度的增加(式(9))。晶格位置和陷阱位置的氢浓度计算结果与 Kotake 等^[14]的结果是一致的。

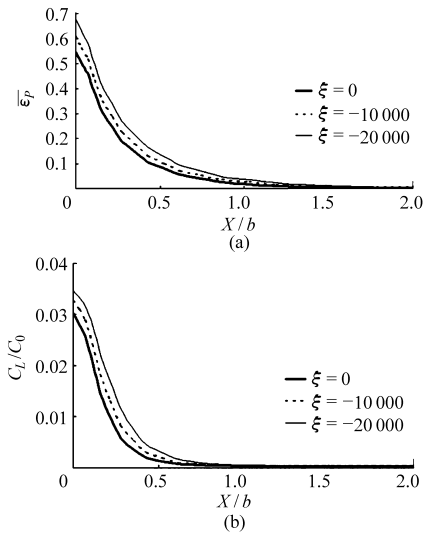


图 7 等效塑性应变和氢浓度与裂纹距离的关系曲线
Fig. 7 Curve of equivalent plastic strain and hydrogen concentration against crack distance

图 8 所示为以每步 0.5 s 直到总加载时间为 100 s 结束时(耦合效应参数 $\xi = -10\,000$)的各计算结果等高线图。可以看出,陷阱位置的氢浓度与 NILS 相比是非常小的,而且 NILS 的氢浓度分布等高线图与静水压等高线图基本相同,在低应变率条件下,Krom 等^[12]首先说明了这种相似性。

由此得到结论:随着俘获氢(包括陷阱位置和 NILS 位置)浓度的增加,位错运动得以增强^[16],因而也增加了塑性应变的量(图 7a);由于塑性应变的

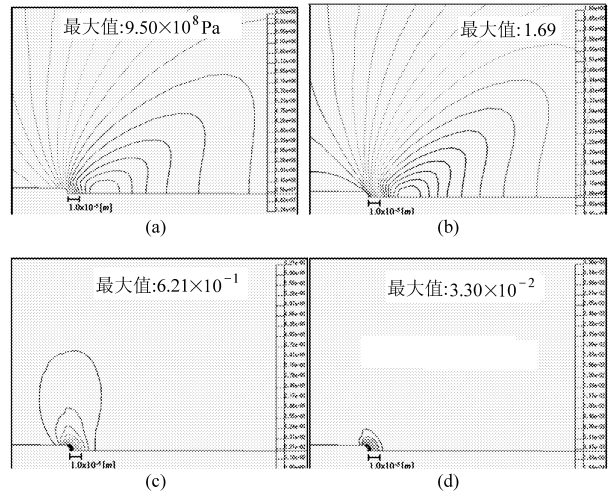


图 8 有限元计算结果

Fig. 8 Results of FEM analysis

(a) 静水压 (b) NILS 氢浓度 (C_L/C_0)

(c) 等效塑性应变 (d) 陷阱氢浓度 (C_L/C_0)

增加,从而增加陷阱位置密度(式(10)),所以俘获的氢浓度也提高了(图 7b);另外,增强的位错运动将引起材料软化^[7]又使屈服应力减少,因而静水压也将减少(图 6a);晶格位置氢浓度很大程度上取决于静水压的梯度^[10],因而随着静水压峰值的减小,晶格氢浓度最大值也将减小(图 6b)。

5.2 加载时间对裂纹尖端氢分布影响($\xi = -10\,000$)

通过改变加载时间来研究其对氢浓度的影响(在加载结束时不同的加载时间都使载荷达到最大值,此时 $K_I = 40 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$)。图 9 所示为不同加载时间下加载结束时对称线上($\theta = 0$)NILS 中的氢浓度。随着加载时间的增加,氢扩散的时间将增加,即把氢传递到陷阱位置而消耗掉的晶格位置又能被充氢,出现由静水压造成的氢浓度峰值。但是,从图中也可以看出,随着加载时间的增加,峰值右移,表明这种影响深入裂纹尖端更深处,这主要是由扩散时间增加造成的。长时间加载时,由于氢俘获而衰竭的晶格位置通过扩散又被氢快速填充,峰值与静态峰几乎是在同一位置出现(图 10)。换言之,加载时

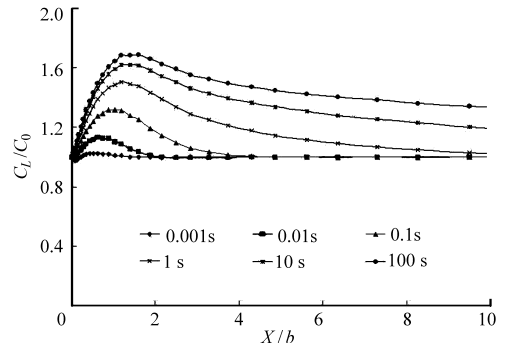


图 9 不同加载时间加载结束时 NILS 的氢浓度
Fig. 9 Hydrogen concentration of NILS at various loading time

间很短时,没有足够的时间来完成氢的扩散过程(即氢扩散过程无法深入到裂纹内部)并在最大静水压的位置出现峰值。这些结果与先前的研究结果^[12,14]具有很好的一致性。

从图 10 可以看出,静水压随着加载时间的增加有轻微的减小。加载时间越长,NILS 中的氢浓度越高(图 9),晶格氢浓度越高说明更多的氢进入到陷阱位置从而增加了位错运动,由此造成软化的增加和静水压峰值的减小。Kotake 等^[14]认为,在循环加载下裂纹尖端附近的氢浓度很大程度上取决于加载频率。这个结果验证了加载时间不仅在结构分析中而且在氢扩散分析中都是重要的影响因素。然而,加载时间对陷阱氢浓度 C_T 和等效塑性应变曲线的影响都不十分明显(图 11)。Krom 等^[12]认为,虽然陷阱的结合能非常高,但是俘获氢主要受到应变率的控制。俘获氢浓度受加载时间影响的分析结果与 Krom 和 Kotake 的结果是一致的。

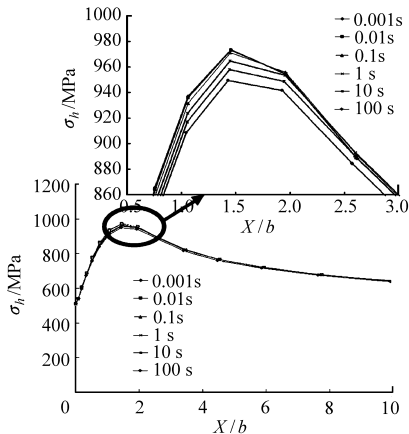


图 10 不同加载时间加载结束时的静水压

Fig. 10 Hydrostatic stress at various loading time

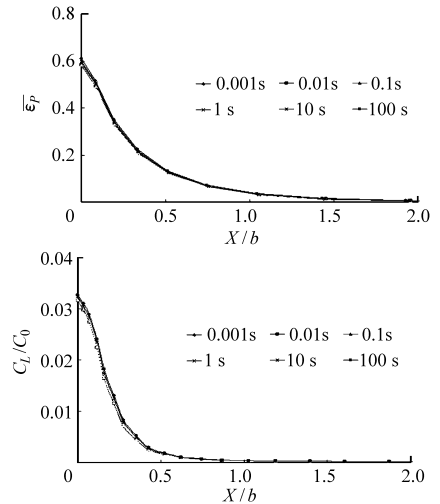


图 11 不同加载时间的陷阱位置等效塑性应变和氢浓度

Fig. 11 Equivalent plastic strain and hydrogen concentration of trap site at different loading time

6 结论

依据 Kotake 等的研究,用氢扩散与弹塑性的耦合分析(包括微观材料软化的氢效应)来研究加载时间对三维钝性裂纹模型尖端区域氢扩散的影响,将 Sofronis 和 McMeeking 的二维氢传递模型用于三维情况,并得到以下结论:

(1) 软化增加时,屈服应力减小,相应的静水压也减小;但等效塑性应变增加,从而增加的陷阱位置密度使得陷阱位置的氢浓度增加,而 NILS 中由于静水压下降使氢的浓度也下降。

(2) 在单调增的加载载荷下,加载时间对氢扩散和结构分析都有重要的影响。

参 考 文 献

- Westlake D G. A generalized model for hydrogen embrittlement[J]. Transactions of the ASM, 1969, 62: 1 000 ~ 1 006.
- Lufrano J, Sofronis P. Modeling of hydrogen transport and elastically accommodated hydride formation near a crack tip[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1996, 44(2): 179 ~ 205.
- Lufrano J, Sofronis P, Birnbaum H K. Elastoplastically accommodated hydride formation and embrittlement[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1998, 46(9): 1 497 ~ 1 520.
- Oriani R A, Josephic P H. Equilibrium and kinetic studies of the hydrogen-assisted cracking of steel[J]. Acta Metallurgica, 1977, 25(9): 979 ~ 988.
- Meyers S M. Hydrogen interactions with defects in crystalline solids[J]. Reviews of Modern Physics, 1992, 64: 559 ~ 617.
- Tabata T, Birnbaum H K. Direct observations of the effect of hydrogen on the behavior of dislocations in iron[J]. Scripta Metallurgica, 1983, 17(7): 947 ~ 950.
- Birnbaum H K. Hydrogen effects on deformation——relation between dislocation behavior and the macroscopic stress-strain behavior[J]. Scripta Metallurgica et Materialia, 1994, 31(2): 149 ~ 153.
- Sofronis P, Birnbaum H K. Mechanics of the hydrogen-dislocation-impurity interactions-I. Increasing shear modulus[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1995, 43(1): 49 ~ 90.
- Wriedt H A, Oriani R A. Effect of tensile and compressive elastic stress on equilibrium hydrogen solubility in a solid[J]. Acta Metallurgica, 1970, 18: 753 ~ 760.

3 结束语

通过雷诺数来判别流场状态,结合缓冲过程的流场 CFD 仿真分析,基于 AMESim 仿真软件对液压操动机构中高速油缸台阶型内缓冲装置的缓冲过程进行分阶段建模。对比仿真与试验结果,分析了缓冲过程中油缸缓冲腔压力、速度和位移等动态特性,

仿真与试验结果基本一致,验证了建模方法的有效性以及仿真模型的准确性。现有高压断路器液压操动机构中高速油缸内缓冲结构的缓冲效果不理想,缓冲柱塞上各台阶的间隙和长度匹配不合理,使得油缸缓冲腔的峰值压力较高,缓冲末速度较大,严重影响了液压系统及元件的可靠性和寿命,有待进一步改进设计。

参 考 文 献

- 1 刘波,吴嵩,丁凡,等. 高速液压缸平板节流缓冲过程的研究[J]. 机床与液压, 2004(9): 40~41.
Liu Bo, Wu Song, Ding Fan, et al. Study on flat plate throttle cushion process of high speed hydraulic cylinder[J]. Machine Tool & Hydraulics, 2004(9): 40~41. (in Chinese)
- 2 伍中宇. 超高压断路器液压操动机构特性研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
Wu Zhongyu. Research on characteristics of hydraulic operating mechanism of the super-high voltage circuit breaker[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2008. (in Chinese)
- 3 Liu Wei, Yang Huayong, Xu Bing. Simulation study on the control valve in hydraulic operating mechanism of the high voltage circuit breaker[C]//2008 Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Boston, 2008.
- 4 Jiang Zemin, Zhang Baihai. Modeling and simulation of the characteristics of pneumatic cushion cylinders[J]. Journal of Beijing Institute of Technology, 2002, 11(2): 129~132.
- 5 刘伟,杨华勇,徐兵,等. 高压断路器液压操动机构管道特性研究[J]. 农业机械学报, 2010, 41(1): 182~187.
Liu Wei, Yang Huayong, Xu Bing, et al. Pipe characteristics of high voltage circuit breaker with hydraulic operating mechanism[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2010, 41(1): 182~187. (in Chinese)
- 6 杨武,荣命哲,王小华,等. 考虑电动力效应的高压断路器动力学特性仿真分析[J]. 中国电机工程学报, 2003, 23(5): 103~107.
Yang Wu, Rong Mingzhe, Wang Xiaohua, et al. Dynamic simulation of high-voltage circuit breaker concerning electrodynamic force[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(5): 103~107. (in Chinese)

(上接第 198 页)

- 10 Sofronis P, McMeeking R M. Numerical analysis of hydrogen transport near a blunting crack tip[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1989, 37(3): 317~350.
- 11 Kumnick A J, Johnson H H. Deep trapping states for hydrogen in deformed iron[J]. Acta Metallurgica, 1980, 28(1): 33~39.
- 12 Krom A H M, Koers R W J, Bakker A. Hydrogen transport near a blunting crack tip[J]. Journal of the Mechanics and Physics of solids, 1999, 47(4): 971~992.
- 13 Sofronis P, Liang Y, Aravas N. Hydrogen induced shear localization of the plastic flow in metals and alloys[J]. European Journal of Mechanics-A/Solids, 2001, 20(6): 857~872.
- 14 Kotake H, Matsumoto R, Taketomi S, et al. Transient hydrogen diffusion analyses coupled with crack-tip plasticity under cyclic loading[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2008, 85(8): 540~549.
- 15 Tracey D M. Finite element solutions for crack-tip behavior in small-scale yielding[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1976, 98(2): 146~151.
- 16 Robertson I M. The effect of hydrogen on dislocation dynamics[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2001, 68(6): 671~692.