

文章编号: 1001-4888(2020)01-0100-09

基于 Aramis 系统的韧性材料颈缩段应变分析*

董事尔¹, 鲜岸江¹, 杨宝臻², 王毅恒³, 林吉莉¹, 赵梦柯¹

(1. 西南石油大学 四川省高校结构工程重点实验室, 成都 610500; 2. 西华师范大学, 南充 637000; 3. 四川轻化工大学, 自贡 643000)

摘要: 为了研究韧性材料在颈缩状态下颈部的应力分布, 本文首先从理论入手, 对比了传统的颈缩半经验应力解——Bridgman 解和陈麓解。详细讨论了两解的差异, 指出陈麓解的精度高于 Bridgman 解。然后, 在室温下对 16 组 Q235 和 Q345 钢材进行了单轴拉伸实验, 并在此过程中利用 Aramis 系统同步进行跟踪测量, 得到了材料在颈缩段最小截面上的半径和表面轴向应变。最后, 利用这些实验数据对比讨论了两解的精度和造成误差的原因。结果表明: 造成陈麓解误差的原因是在整个颈缩过程中, 应变均布假定并不能得到很好的满足, 且在整个颈缩过程中, 颈部最小截面上的径向应变的值始终大于环向应变。本文研究得到的成果, 能为今后研究者计算颈缩段应力分布提供依据, 并为分析韧性断裂机理提供参考。

关键词: 颈缩; 应力解; 应变分布; Aramis 系统

中图分类号: TB31 **文献标识码:** A **DOI:** 10.7520/1001-4888-18-155

0 引言

作为金属材料的一种基本实验, 单轴拉伸实验被广泛地应用于测量韧性材料的机械性能, 如: 屈服强度、强度极限、伸长率、断面收缩率。在这一过程中, 当试件两端荷载达到最大时, 颈部的应力会由单轴状态变为三轴状态, 从而导致不均匀变形, 产生颈缩现象。另一方面, 材料的颈缩和韧性断裂也有着密切的联系: 断裂是材料失效的最终形式, 而颈缩则是材料失效的征兆和判据^[1]。总之, 颈缩现象的研究对于韧性材料的力学分析、结构设计等工作来说尤为重要。

许多研究者^[2-10]通过不同的方法, 例如 considere 准则、内能扩散原理、微观结构的敏感性、变形强化来研究颈缩现象。其中, 最为经典的是 Bridgman^[2] 在研究静水压力对拉伸实验影响时, 提出的颈缩半经验应力解——Bridgman 解。这一表达式为人们定量研究材料在塑性变形中应力场的特性提供了一种非常有效的方法。许多研究者^[11-14] 在研究韧性材料的颈缩和断裂时, 都会使用这一公式。

在推导该解时, Bridgman 结合实验提出了两点假定:

- (1) 圆弧外形假定: 假定在颈缩过程中颈部外表面轮廓为一段圆弧。
- (2) 应变均布假定: 假定颈部最小截面上周向应变等于径向应变。

然而, 随着研究的不断深入, 越来越多的证据显示 Bridgman 的应变分布假定在分析颈缩问题时与实验结果存在偏差: 陈麓^[15] 通过实验研究后指出颈部外表面轮廓更加接近双曲线, 并在此基础上给出了一个修正的颈缩应力半经验公式——陈麓解; 叶裕恭在文献^[16] 中对 5 种不同颈缩状态下圆棒试样的偏析线进行分析后指出, Bridgman 将颈缩表面自由外形视为圆形是不准确的; Tu 等^[17] 在分析 Tver-

* 收稿日期: 2018-06-28; 修回日期: 2018-07-19

基金项目: 国家自然科学基金项目(51574198); 四川省教育厅项目(16ZB0246); 桥梁无损检测与工程计算四川省高校重点实验室项目(2017QYY01)

通讯作者: 董事尔(1963—), 男, 工学硕士、教授、硕士生导师, 长期从事建筑钢材、建筑力学、钢结构方面的研究及教学。

gaard^[18]和 Zhang 等^[19,20]的有限元模型后指出,应变均布假定并不是在整个颈缩阶段都成立的,在塑性大变形阶段会产生较大误差; Bao 等^[21]的数值模拟证明了在整个横截面上等效应变是变化的,且最大的等效应变发生在试件的中心; 祁爽等^[22]通过对 Q420 钢材进行单轴拉伸并做有限元分析后,亦指出在颈缩发展较深时,主应力面应变假定难以满足。

针对上述问题,本文分别从理论和实验的角度对颈缩现象进行了研究: 首先,系统阐述了 Bridgman 解和陈箴解之间在理论上的区别,指出陈箴解精度高于 Bridgman 解; 然后,为了研究应变均布假定的精度,引入 Aramis 系统测量了 16 组 Q235 和 Q345 钢材在室温下单轴拉伸时颈部外表面的轴向应变和最小截面上的半径; 最后,将基于实验数据计算得到的轴向应变的理论值与 Aramis 系统测得的测量值进行了详细的对比,给出了影响应变均布假定的具体原因。本文研究的结果可以为今后研究者计算韧性材料颈缩段应力分布、评价金属材料的断裂力学性能提供参考和依据。

1 颈部应力修正解——陈箴解

图 1 为颈缩圆柱体单轴拉伸试样,取其上的微元投影至 zor 面上,可得平衡方程式(1)。其中, σ_{rr} 为径向应力, $\sigma_{\theta\theta}$ 为环向应力, σ_{zz} 为轴向应力, σ_{rz} 为切向应力。

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r}(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) = 0 \quad (1)$$

为了对平衡方程(1)做进一步简化,将图 1 中的试样投影至 zor 面上。如图 2 所示,令 ABC 为与颈缩自由表面同系的主应力面,而 LMN 则是与之正交的另一系主应力面。 ω 为 $z=0$ 平面附近的 M 点上 ABC 的切线与 z 轴的夹角, ρ 为 ABC 上 M 点的曲率半径。由几何关系可得式(2)。

$$\tan \omega = \frac{(\sigma_{rz})_M}{(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})_M} \quad (2)$$

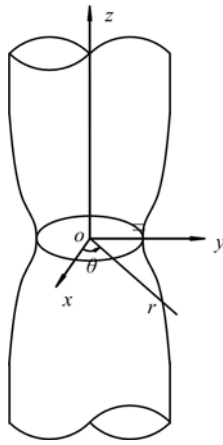


图 1 颈缩圆柱体单轴拉伸试样

Fig. 1 The necking cylindrical uniaxial tensile specimen

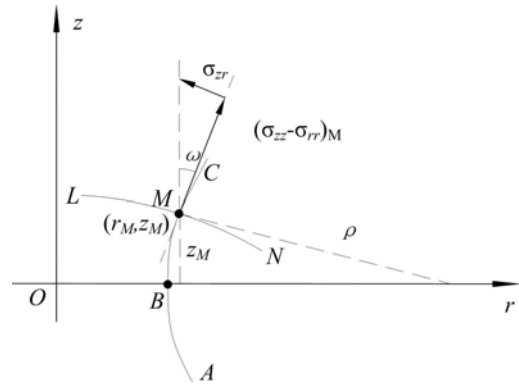


图 2 颈部的两个主应力面

Fig. 2 Two principal stress surfaces in the neck

在颈部最小截面上,由于 M 点无限接近于 B 点,导致 ω 趋近于 0,因此可得式(3)。此时,等式 $\tan \omega = \omega$ 显然成立。联立式(2)和式(3)可得式(4)。

$$\omega = \frac{BM}{\rho} \approx \frac{z_M}{\rho} \quad (3)$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} = \lim_{M \rightarrow B} \frac{(\sigma_{rz})_M}{z_M} \approx \frac{(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})_B}{\rho} \quad (4)$$

将式(4)代入式(1)可将平衡方程简化至式(5)。其中, $(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})$ 为轴向应变与径向应变之差; $(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})$ 为径向应变与环向应变之差。

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})}{\rho p} + \frac{1}{r}(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) = 0 \quad (5)$$

1.1 $z=0$ 平面上 $(\sigma_r - \sigma_\theta)$ 的变化规律

由式(5)可以看出,为了得到颈缩部位的应力场分布,就必须先分析 $(\sigma_r - \sigma_\theta)$ 、 $(\sigma_{zz} - \sigma_r)$ 以及曲率半径 ρ 的变化规律。在分析这一问题时,Bridgman 等人^[2]通过实验研究指出,颈缩过程中轴向应变与周向应变相差不大,即在颈缩最小截面上近似满足式(6)。将式(6)代入式(5)中进一步简化,即可得到式(7)。

$$\epsilon_\theta = \epsilon_r \quad (6)$$

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{F}{\rho} = 0 \quad (7)$$

式中, F 为流变应力,可通过 $F = \sigma_r - \sigma_\theta$ 计算; ρ 为颈部主应力面曲率半径。通过式(7)可以看出,要求解 σ_r ,就必须先得到颈部的曲率半径 ρ 。

1.2 $z=0$ 平面上曲率半径的变化规律

Bridgman 通过实验分析后,认为颈部主应力面外形近似为一段圆弧。在此基础上,将图 1 中的颈部主应力面 ABC 设为圆弧,得到参数方程 $r^2 + z^2 - 2\xi r = -B$ 和在此假定下的曲率半径 $\rho = \frac{1}{2} \left[\frac{a(a+2R)}{r} - r \right]$ 。式中 a 为颈缩最小截面半径, R 为颈缩段外表面的曲率半径。将 $\rho(r)$ 代入至式(7)积分即得到 Bridgman 解式(8)。结合流变应力定义式 $\sigma_{zz} = \sigma_r + F$ 可得式(9)。

$$\sigma_r = F \ln \left[1 + \frac{a^2 - r^2}{2aR} \right] \quad (8)$$

$$\sigma_{zz} = F \left[1 + \ln \left[1 + \frac{a^2 - r^2}{2aR} \right] \right] \quad (9)$$

然而,陈箴^[15]等人在研究 18Ni 马氏体钢的断裂力学性能时,对比分析了 Bridgman 的圆弧假设和双曲线外形假设,提出利用双曲线外形假设能提高颈部应力分析的精度。在此基础上,陈箴^[15]将颈部主应力面设为共焦双曲线族,得到其参数方程 $\frac{r^2}{\alpha^2 + \xi} + \frac{z^2}{\beta^2 + \xi} = 1$ 和曲率半径 $\rho = \left[\frac{a(a+R)}{r} - r \right]$ 。将这一假定下的 $\rho(r)$ 代入至式(7)积分即得到陈箴解式(10),结合流变应力定义式 $\sigma_{zz} = \sigma_r + F$ 可得式(11)。

$$\sigma_r = \frac{F}{2} \ln \left[1 + \frac{a^2 - r^2}{aR} \right] \quad (10)$$

$$\sigma_{zz} = F \left[1 + \frac{1}{2} \ln \left[1 + \frac{a^2 - r^2}{aR} \right] \right] \quad (11)$$

文献[15]通过解析法详细对比了陈箴解和 Bridgman 解,指出陈箴解的精度明显高于 Bridgman 解。但是这一解仍直接使用了应变均布假定,因而还是会带来计算误差。很多研究者^[15,23]也已指出了这一问题,但是由于颈缩过程中的变形和应变难以测量,因此大多的研究结果都是基于有限元模型进行分析得到的,缺乏精确的实验论证且也未讨论原因。因此,为了解决这些问题,本文从实验出发系统地研究了应变均布假定的精度,为今后研究颈部应力分布提供依据。

2 实验材料及过程

2.1 Aramis 测量方案

众所周知,材料在载荷作用下表面全场变形的测量是实验力学的重要任务之一。数字图像相关法(Digital Image Correlation, DIC)的出现为解决这一课题提供了一种有效的手段。在 Peters 等^[24]及 Yamaguchi^[25]提出数字图像相关概念后,伴随着理论研究和实践操作的不断进步,这一方法在实验力学研究中所扮演角色的越来越重要,已经成为一种有众多应用的非接触全场光学测量方法^[26,27]。

本文采用德国 GOM 公司研发的基于 DIC 方法的 Aramis 光学三维应变测量系统进行应变观测。相对于传统的应变测量方案,Aramis 系统具有测量精度更高(应变测量精度可达 0.01%)、不毁坏试件、可测范围大(Aramis 测量范围为 1~2000mm,应变 0.05%~100%)的优点。

如图 3(a)所示,Aramis 应变系统由两部分组成,即信息采集部分和信息处理部分。图 3(b)为 Ara-

mis 应变系统信息采集部分的测量原理图。其测量步骤包括以下四步：

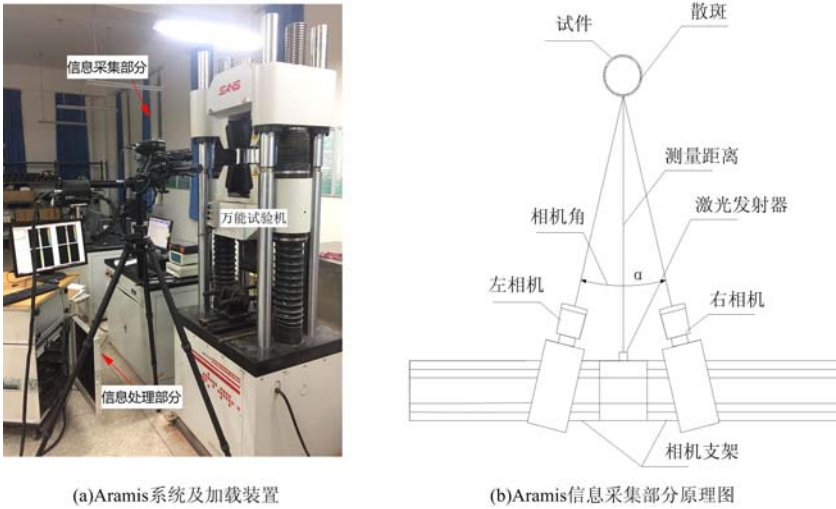


图 3 应变测量方案

Fig. 3 Strain measurement scheme

(1) 用油漆对试样喷斑处理,使其表面布上一层随机黑白散斑,如图 4 所示。

(2) 根据试件体积大小、相机镜头型号,查找 Aramis 系统说明书中对两台 CCD 相机与试件之间的距离和夹角的建议,基于建议值调整两相机的距离和夹角,直至在计算机上出现清晰的像;然后,调整光圈和 LED 冷光源的位置,完成标定作业。

(3) 在开始加载后,同步开始应变测量作业,通过 CCD 相机对试件表面散斑灰度变化进行高频采集(考虑 Aramis 系统最大存储量为单次实验 600 张照片,故每秒拍摄 2 张照片)。

(4) 将采集信息传输至后处理系统中,计算机会在开始的第 1 张图像上自动定义许多晶格片(facet)作为初始坐标。随着加载的不断进行,通过系统内部自定义的一套算法,得到每个阶段下晶格片新的坐标位置。计算机通过分析这些坐标位置计算加载过程中试件表面各个位置的位移反推应变,得到整个加载过程中的应变值。

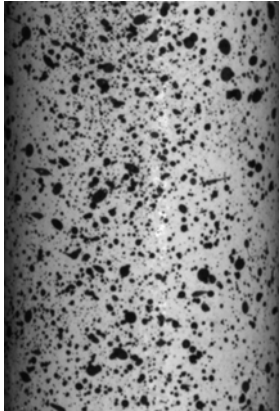


图 4 Aramis 系统观测到的散斑图
Fig. 4 Speckle image observed by Aramis system

2.2 试样及实验方案

结合 GBT228.1-2010《金属材料拉伸试验第一部分:室温试验方法》^[28]对 16 组 Q235 和 Q345 低碳钢进行了室温拉伸实验,试件形状和尺寸如图 5 所示。材料的基本力学性能如表 1 所示。

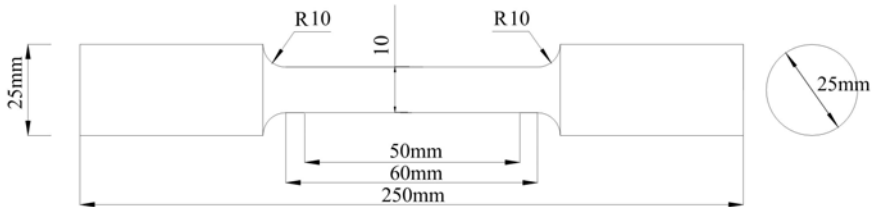


图 5 试件形状和尺寸

Fig. 5 Specimen shape and size

表 1 Q235 和 Q345 的力学性能
Tab. 1 Mechanical properties of Q235 and Q345

材料	屈服强度/MPa	弹性模量/GPa	抗拉强度/MPa	延伸率/%
Q235	235	201	454	22.9
Q345	345	207	534	21.5

拉伸过程中,采用 Aramis 光学三维应变测量系统进行同步应变跟踪测量。将测量后的实验数据导入后处理系统中建立整个颈缩状态下的动态三维应变模型,如图 6 所示。然后,利用系统自带的分析—测距模块,每隔 5 帧测量得到最小截面半径 r 、表面轴向应变,如图 7 所示。整个拉伸实验在 SHT4106 型微机电液伺服万能试验机上完成。

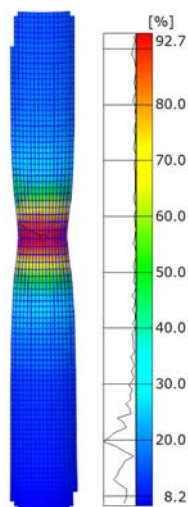


图 6 颈缩状态下的动态三维应变模型
Fig. 6 Necking dynamic 3D strain model

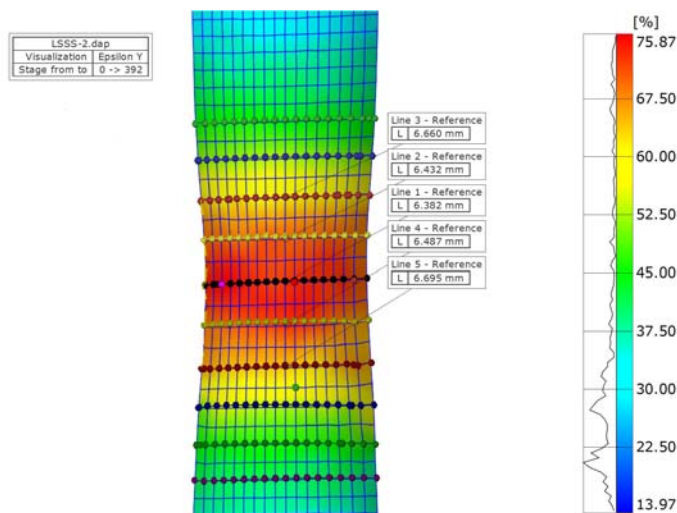


图 7 Aramis 系统的分析—测距模块
Fig. 7 Analysis-distance measuring module in Aramis system

3 结果与讨论

为了系统、精确地讨论颈缩应变均布假定的精度,本文基于 Aramis 应变系统测得的实验数据,考虑体积守恒原理,即在颈缩全阶段 $\epsilon_{zz} + \epsilon_r + \epsilon_{\theta} = 0$ 显然成立。同时,考虑在颈缩过程中,颈部最小截面进入全面屈服状态,材料颈部出现应力场重分布的现象,因此,以颈缩为分界点将轴向应变分为两个部分:

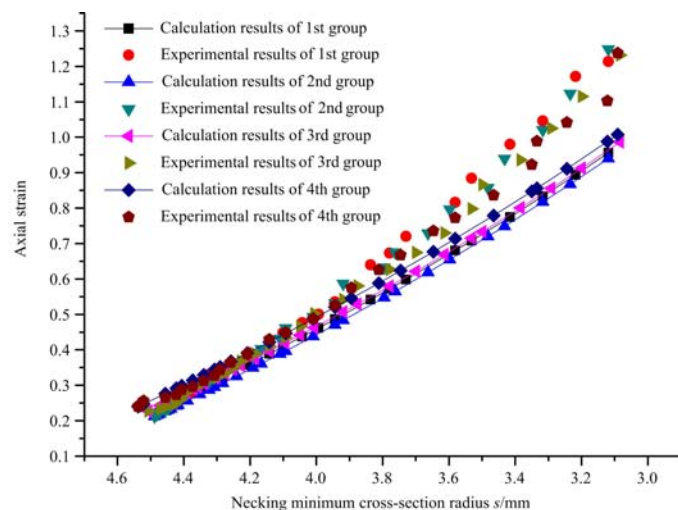
(1) 设颈缩开始瞬间轴向应变为 ϵ_u 。由于在颈缩刚开始时应变均布假定能得到较好的满足^[2,15],因此基于此假定,可得颈缩开始瞬间的环向应变和径向应变为 $\epsilon_{r,0} = \epsilon_{\theta,0} = -\frac{1}{2}\epsilon_u$;

(2) 在颈缩变形后,根据环向应变定义及应变均布假定可得 $\epsilon_{r,1} = \epsilon_{\theta,1} = \ln\left(\frac{r}{r_0}\right)$ 。

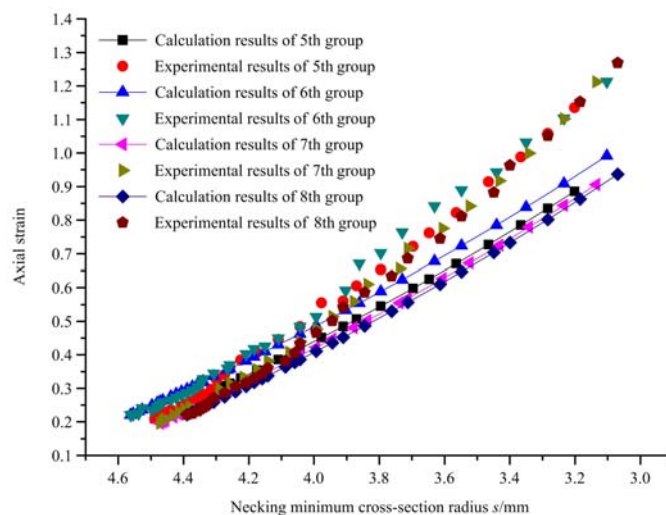
最后,将两部分相加求和得到整个颈缩过程中的环形应变和径向应变为 $\epsilon_r = \epsilon_{\theta} = -\frac{1}{2}\epsilon_u + \ln\left(\frac{r}{r_0}\right)$ 。式中 r_0 为颈缩开始瞬间最小截面上的半径。

令 r 等于颈缩最小截面半径 a ,并将实验得到的 ϵ_u 和 r_0 代入 $\epsilon_r, \epsilon_{\theta}$ 中,得到基于应变均布假定的环形应变和径向应变。再将其代入 $\epsilon_{zz} = -2\epsilon_r$,得到整个颈缩过程中基于应变均布假定的最小截面外表面上的轴向应变 $\epsilon_{zz} = \epsilon_u - 2 \times \ln\left(\frac{a}{r_0}\right)$ 。

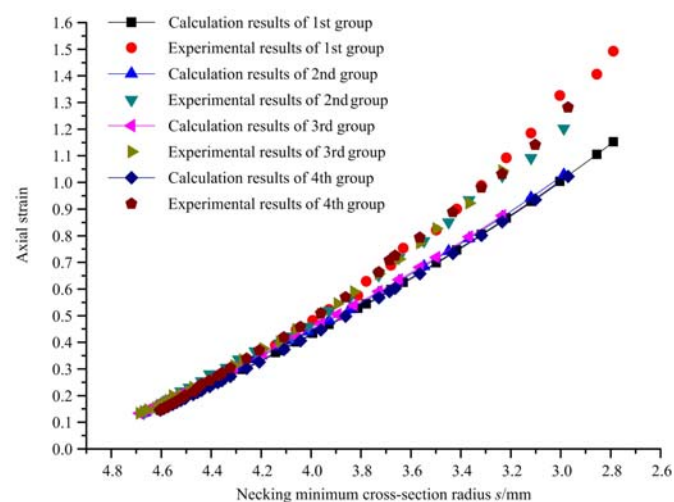
将实验测得的数据代入基于应变均布假定的轴向应变计算公式,得到 ϵ_{zz} 的计算值并将计算值与 Aramis 系统测得的实验值进行对比,如图 8 所示。



(a) 第 1~4 组 Q235



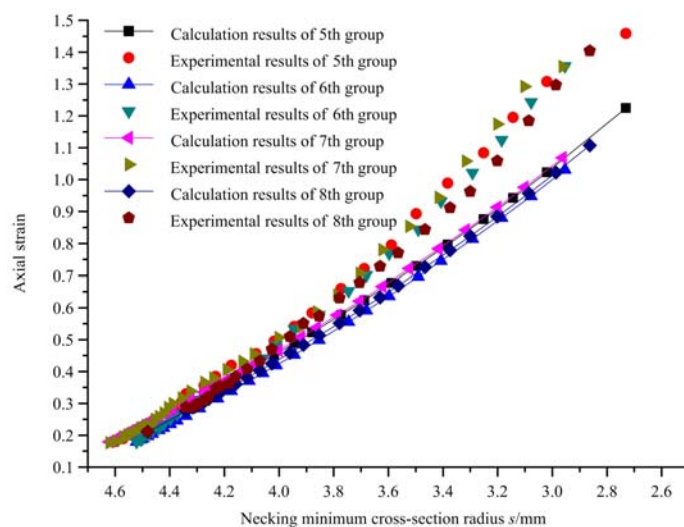
(b) 第 5~8 组 Q235



(c) 第 1~4 组 Q345

图 8 基于应变均匀假定计算得到的轴向应变和 Aramis 系统测量得到的轴向应变的对比

Fig. 8 Axial strain comparison between calculation by uniform strain distribution assumption and measurement by Aramis systems



(d)第 5~8 组 Q345

图 8(续) 基于应变均布假定计算得到的轴向应变和 Aramis 系统测量得到的轴向应变的对比

Fig. 8 Axial strain comparison between calculation by uniform strain distribution assumption and measurement by Aramis systems

分析图 8 可以发现,在颈缩刚开始时,实验测得的轴向应变值 ϵ_{zz} 和计算得到的轴向应变值 ϵ'_{zz} 非常接近,这说明应变均布假定在颈缩刚开始时能得到较好的满足;但是,随着颈缩程度不断加深,计算结果与实验结果的相对误差不断变大,这一现象说明随着颈缩的不断发展,应变均布假定的精确性不断降低;最后,在材料发生断裂瞬间,利用应变均布假定计算得到的轴向应变 ϵ_{zz} 与实验测量得到的轴向应变 ϵ'_{zz} 之间的误差达到最大且最大误差接近 20%,此时利用应变均布假定推导得到的 Bridgman 解和陈箴解的误差也达到最大。

同时,由图 8 可以看到,在整个颈缩阶段轴向应变的计算结果始终小于实验结果。结合体积守恒原理分析可得,在整个颈缩过程中颈部最小截面上的径向应变 ϵ_r 应当大于环向应变 ϵ_θ ,而且随着颈缩程度的不断深入,两者之间的差值也愈来愈大。

4 结论

(1) 为了分析颈缩过程中颈部最小截面上的应力分布,本文首先从理论入手,系统地讨论了 Bridgman 解和陈箴解成立的两个假定,并指出陈箴的双曲线假定精度要高于 Bridgman 解。

(2) 影响陈箴解的主要原因是,在颈缩整个过程中,应变均布假定并不能得到较好的满足,而且随着颈缩状态的不深入,应变均布假定的误差会越来越大。当材料发生断裂的瞬间,应变均布假定的误差达到最大(接近 20%),此时利用陈箴解来研究颈部应力分布会带来不可忽略的误差。

(3) 在颈缩整个过程中,实验值始终大于应变均布假定的计算值,这说明在整个颈缩过程中,颈部最小截面上的径向应变大于环向应变。随着颈缩的不断发展,两者之间的差距越来越大。

参考文献:

- [1] Besson J, Cailletaud G, Chaboche J L, et al. Non-linear mechanics of materials[J]. Solid Mechanics & Its Applications, 2010, 167(12):341—369.
- [2] Bridgman P W. Studies in large plastic flow and fracture[M]. Harvard University Press, 1964.
- [3] Lancioni G. Modeling the response of tensile steel bars by means of incremental energy minimization[J]. Journal of Elasticity, 2015, 121:1—30.
- [4] Piero G D, Lancioni G, March R. A diffuse cohesive energy approach to fracture and plasticity: The one-dimensional case[J]. Journal of Mechanics of Materials & Structures, 2013, 8:109—151.
- [5] Audoly B, Hutchinson J W. Analysis of necking based on a one-dimensional model[J]. Journal of the Mechanics

- and Physics of Solids, 2016, 97:68—91.
- [6] Lee W B, Wen X Y. A dislocation-based model of forming limit prediction in the biaxial stretching of sheet metals[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2006, 48:134—144.
- [7] Liu J, Edberg J, Tan M J, et al. Finite element modeling of superplastic-like forming using a dislocation density-based model for AA5083[J]. Modeling & Simulation in Materials Science & Engineering, 2013, 21:025006.
- [8] Vinogradov A, Yasnikov I S, Matsuyama H, et al. Controlling strength and ductility: Dislocation-based model of necking instability and its verification for ultrafine grain 316L steel[J]. Acta Materialia, 2016, 106:295—303.
- [9] 张蓉, 谭彬. 304 奥氏体不锈钢拉伸过程的数值模拟[J]. 模具制造, 2008, 8(10):38—40 (ZHANG Rong, TAN Bin. Numerical simulation of deep-drawing for the 304 austenite stainless steel[J]. Die & Mould Manufacture, 2008, 8(10):38—40 (in Chinese))
- [10] 刘瑞堂, 姜风春. 单轴拉伸试样的颈缩过程及形变强化特性的影响[J]. 物理测试, 1998(5):5—8 (LIU Ruitang, JIANG Chunfeng. Influence of strain hardening nature on the necking process of tensile bar[J]. Physics Examination and Testing, 1998(5):5—8 (in Chinese))
- [11] Gao X, Zhang G, Roe C. A Study on the effect of the stress state on ductile fracture[J]. International Journal of Damage Mechanics, 2010, 19(1):75—94.
- [12] Senthil K, Iqbal M A, Chandel P S, et al. Study of the constitutive behavior of 7075-T651 aluminum alloy[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 108:171—190.
- [13] Miloud M H, Imad A, Benseddiq N, et al. A numerical analysis of relationship between ductility and nucleation and critical void volume fraction parameters of GTN model[J]. Proceedings of Institution of Mechanical Engineers Part C Journal of Mechanical Engineering Science, 2013, 227(11):2634—2646.
- [14] 司马爱平. 应力三维度对材料断裂破坏的影响[D]. 上海交通大学, 2009 (SIMA Aiping. Influence of stress triaxiality on material fracture[D]. Shanghai Jiaotong University, 2009 (in Chinese))
- [15] 陈旒. 金属断裂研究文集[M]. 北京:冶金工业出版社, 1978 (CHEN Chi. Study on metal fracture[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1978 (in Chinese))
- [16] 叶裕恭. 基于偏析线的圆棒颈缩分析[J]. 力学学报, 1986, 18(1):48—58, 99—100 (YE Yugong. Necking analysis of a cylindrical bar based on the line of segregation[J]. Acta Mechanica Sinica, 1986, 18(1):48—58, 99—100 (in Chinese))
- [17] Tu S, Ren X, Nyhus B, et al. A special notched tensile specimen to determine the flow stress-strain curve of hardening materials without applying the Bridgman correction[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2017(179): 225—239.
- [18] Tvergaard V. Necking in tensile bars with rectangular cross-section[J]. Computer Methods in Applied Mechanics & Engineering, 1993, 103(1/2):273—290.
- [19] Zhang Z L, Ødegård J, Søvik O P, et al. A study on determining true stress-strain curve for anisotropic materials with rectangular tensile bars[J]. International Journal of Solids & Structures, 2001, 38(26/27):4489—4505.
- [20] Zhang Z L, Hauge M, Ødegård J, et al. Determining material true stress-strain curve from tensile specimens with rectangular cross-section[J]. International Journal of Solids & Structures, 1999, 36(23):3497—3516.
- [21] Bao Y, Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46(1):81—98.
- [22] 祁爽, 蔡力勋, 包陈, 等. 基于应力三轴度的材料颈缩和断后行为分析[J]. 机械强度, 2015, 37(6):1152—1158 (QI Shuang, CAI Lixun, BAO Chen, et al. Analysis of material necking and breaking behavior based on stress triaxiality[J]. Mechanical Strength, 2015, 37(6):1152—1158 (in Chinese))
- [23] Wierzbicki T. A comparative study on various ductile crack formation criteria[J]. Transactions of the Asme Journal of Engineering Materials & Technology, 2004, 126(3):314—324.
- [24] Peters W H, Ranson W F. Digital imaging techniques in experimental stress analysis[J]. Kluwer Law International, 1982, 21(3):427—431.
- [25] Yamaguchi I. A laser-speckle strain gauge[J]. Journal of Physics E Scientific Instruments, 2000, 14(11):1270.
- [26] 朱飞鹏, 王京荣, 雷冬, 等. 三维 DIC 在 GFRP 锚杆拉伸力学性能测试中的应用[J]. 实验力学, 2014, 29(3): 302—309 (ZHU Feipeng, WANG Jingrong, LEI Dong, et al. Application of 3D-DIC in tensile mechanical

- properties test for glass fiber reinforced plastic bolt[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2014, 29(3):302—309 (in Chinese))
- [27] 陈凡秀, 陈旭, 谢辛, 等. 多相机 3D-DIC 及其在高温变形测量中的应用[J]. 实验力学, 2015, 30(2):157—164 (CHEN Fanxiu, CHEN Xu, XIE Xin, et al. On the multiple camera 3D-DIC system and its application in deformation measurement at high temperature[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2015, 30(2):157—164 (in Chinese))
- [28] 中国国家标准化管理委员会. GB/T 228.1—2010《金属材料拉伸试验第一部分: 室温试验方法》[S]. 北京: 中国标准出版社, 2011 (The Standardization Administration of China. GB/T 228.1—2010 Metallic materials tensile testing Part 1: Method of test at room temperature[S]. Beijing: Standards Press of China, 2011 (in Chinese))

Strain analysis on necking segment of ductile materials based on Aramis system

DONG Shi-er¹, XIAN An-jiang¹, YANG Bao-zhen², WANG Yi-heng³, LING Ji-li¹, ZHAO Meng-ke¹

(1. Sichuan Key Laboratory of Structural Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; 2. Sichuan University of Science & Engineering, Zigong 643000, China; 3. Sichuan University of Science & Engineering, Zigong 643000, China)

Abstract: In order to study the necking stress distribution of ductile materials, the traditional necking semi-empirical stress solutions including the Bridgman formula and the Chenchi formula, were first compared theoretically. The differences between two formulas were discussed in detail, and it was pointed out that the accuracy of the Chenchi formula is higher than that of the Bridgman formula. Then, the uniaxial tensile tests in 16 groups of Q235 and Q345 steels were carried out at room temperature. In this process, the Aramis system was used for measuring deformation synchronously, and deformation parameters and surface axial strain in necking segment were obtained. Finally, the accuracy of the two formulas and the reasons for errors were discussed based on the experimental data. The results show that the error in the Chenchi formula comes from the strain distribution assumption that cannot be satisfied in the whole necking process. Meanwhile, the radial strain on minimum necking plane is always greater than the circumferential strain in the whole necking process. The present results can provide a basis for future investigation on calculating the stress distribution in necking segments, and provide a reference for analyzing the mechanism of ductile fracture.

Keywords: necking; stress solution; strain distribution; Aramis system