

Q235B 钢 Johnson-Cook 模型参数的确定

林莉^{1,2}, 支旭东¹, 范锋¹, 孟上九², 苏俊杰¹

(1. 哈尔滨工业大学 土木工程学院, 哈尔滨 150090; 2. 哈尔滨理工大学 建筑工程学院土木工程系, 哈尔滨 150080)

摘要: 使用万能材料试验机、扭转试验机和霍普金森拉杆装置研究了 Q235B 钢在常温 ~950 °C 的准静态、动力学性能, 获得了 Q235B 强度与等效塑性应变, 应变率和温度的关系以及延性与应力三轴度, 应变率和温度的关系。基于实验结果, 修改了 Johnson-Cook (J-C) 强度模型中的应变强化项以及 Johnson-Cook 失效模型中的温度软化项, 并结合数值仿真标定了相关模型参数。最后通过 Taylor 撞击试验验证了模型参数的有效性。

关键词: 固体力学; 力学性能试验; 强度和延性; Johnson 本构关系和失效模型

中图分类号: O347.3

文献标志码: A

DOI:10.13465/j.cnki.jvs.2014.09.028

Determination of parameters of Johnson-Cook models of Q235B steel

LIN Li^{1,2}, ZHI Xu-dong¹, FAN Feng¹, MENG Shang-jiu², SU Jun-jie¹

(1. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China;

2. College of Civil Engineering and Architecture, Harbin University of Science and Technology, Harbin 150080, China)

Abstract: Strength and ductility data for Q235B steel from 20 °C to 950 °C were obtained from tension tests with smooth cylindrical specimens (SCSs). The strain rate sensitivity was studied by conducting split hopkinson tension bar (SHTB) tests and uniaxial tension tests of SCSs. The influence of stress triaxiality on ductility was revealed by conducting upsetting tests of cylinder specimens, tension tests of pre-notched cylinder specimens and torsion tests of SCSs. Slightly modified versions of two Johnson-Cook (J-C) models describing flow stress and failure strain were presented to characterize the properties of Q235B steel as a function of strain rate, temperature and stress triaxiality. The corresponding model parameters were calibrated based on the test data and with the help of finite element simulation. The validity of the model parameters was verified with Taylor impact tests.

Key words: solid mechanics; mechanical property test; strength and ductility; Johnson-Cook constitutive relation and failure model

近年来, 由于军用和民用领域的推动, 特别是在 911 事件之后, 冲击爆炸问题越来越受到关注。对冲击爆炸问题的研究, 早期主要依赖于实验。目前, 随着有限元等数值方法的发展和计算机能力的提高, 基于计算机代码和数值计算软件的数值模拟方法在工程设计中扮演了越来越重要的角色^[1]。然而, 数值模拟的精确性和实用性极大地受到本构关系, 断裂准则等材料性能表征的限制^[2]。从大量的公开文献可以了解到, 对材料性能好的理解和表征是获得令人满意的仿真结果的重要前提, 对冲击爆炸等高度非线性问题更是如此。

如 Clausen 等^[3]所述, 在数值仿真中通常用两类模

型来表征材料行为, 一类表征塑性流动, 另一类表征材料的断裂和失效。相比较其它模型, Johnson 等^[4]和 Zerilli 等^[5-6]本构关系在冲击和爆炸领域受到了更多的关注。至于断裂准则方面, 金属的延性和失效长期以来就是许多研究者关注的焦点, 实验和理论方面的研究都有, 例如 Cockroft 等^[7], Rice 等^[8], Hancock 等^[9], Mackenzie 等^[10], Johnson 等^[11]。塑性变形引起的延性断裂极大地依赖于应力三轴度^[9,11], 同时应变率和温度也对材料的延性断裂有不可忽略的影响。另外, 最近的一些研究展示了断裂应变可能也依赖于 Lode 参数^[12], 但其与断裂准则的关系还在进一步的研究之中。在涉及到材料动态断裂的计算领域, J-C 断裂准则^[11]应用的最为广泛, 并且可以找到许多成功预测的案例, 例如 Teng 等^[14], Gupta 等^[15]。

本文研究 Q235B 钢在不同应变率, 温度和应力三轴度下的力学性能, 并建立强度和延性与各因素之间

基金项目: 国家自然科学基金项目(51378164, 50978077, 51078103); 黑

龙江省教育厅科学技术研究面上项目(12531135)

收稿日期: 2013-02-17 修改稿收到日期: 2013-10-16

第一作者 林莉 女, 博士生, 1973 年 1 月生

的关系。为此,开展了准静态下从 20 °C 到 950 °C 光滑圆棒试样拉伸试验,室温下不同应变率的光滑圆棒拉伸试验,缺口试样拉伸试验,圆柱压缩试验,光滑圆棒试样的扭转试验以及霍普金森杆拉伸试验。结合数值仿真标定 J-C 强度模型^[4]和 J-C 失效模型^[11]的参数。为了更精确地拟合实验数据,对 J-C 强度和失效模型进行了适当的修改。最后通过 Taylor 试验验证了所获取参数的有效性。

1 本构关系和断裂准则

1.1 Johnson-Cook 本构关系及参数获取方法

J-C 本构关系表达式如下:

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon_{eq}^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}_{eq}^*) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

其中: A 、 B 、 n 、 C 和 m 为模型参数; σ_{eq} 为等效应力; ε_{eq} 为等效应变; $\dot{\varepsilon}_{eq}^*$ 为无量纲化等效塑性应变率, $\dot{\varepsilon}_{eq}^* = \dot{\varepsilon}_{eq} / \dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; $T^* = (T - T_r) / (T_m - T_r)$ 为无量纲化温度,其中, T_r 、 T_m 分别为参考温度和材料的熔点, T 为当前温度。方程(1)右边三项分别代表等效塑性应变,应变率和温度对流动应力的影响。

参数 A 、 B 和 n 可以通过参考应变率和参考温度下光滑圆棒拉伸试验获得(当然,通过薄壁圆管的扭转试验也可以得到)。在参考应变率和参考温度下,方程(1)可写为 $\sigma_{eq} = A + B\varepsilon_{eq}^n$, 在初始屈服点,也就是 $\varepsilon_{eq} = 0$ 时, $\sigma_{eq} = \sigma_y = A$, 这里 σ_y 是屈服应力。 A 通常取为单向拉伸试验屈服时的工程应力, B 和 n 通过拟合等效应力应变数据获得。

应变率敏感参数 C 和温度软化参数 m 可以通过标定不同应变率和不同温度下单向拉伸试验数据获得。通过方程(1),参考应变率下屈服应力和温度的关系可写为 $\sigma_{eq} = A(1 - T^{*m})$; 同样,在室温下屈服应力和应变率的关系可写为 $\sigma_{eq} = A(1 + C \ln \dot{\varepsilon}_{eq}^*)$ 。温度软化参数 m 可以通过研究在不同温度下的屈服应力获得; 同样地,应变率敏感参数 C 可以通过标定材料在不同应变率下的屈服应力获得。

此外,还应该考虑高应变率造成的温度升高。假设加载过程为绝热的,材料温度的升高可以用塑性功的消耗来表示,即 $\Delta T = \frac{\chi}{\rho C_p} \int \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq}$, 其中, ρ 是材料密度, C_p 是比热容, χ 是塑性功转热经验系数,通常取 $\chi = 0.9$ ^[16]。

1.2 Johnson-Cook 断裂准则及参数获取方法

累计损伤准则认为当损伤参量 D 超过单位 1 时,材料失效。累计损伤参量 D 定义为 $D = \sum_{\varepsilon_f}^{\Delta \varepsilon_{eq}}$, 式中 $\Delta \varepsilon_{eq}$ 是一个积分循环的等效塑性应变增量, ε_f 是当前时间步下的有效断裂应变。在 J-C 断裂准则^[11]中,有效

断裂应变 ε_f 写为如下形式:

$$\varepsilon_f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) \times (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_{eq}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (2)$$

其中: $D_1 \sim D_5$ 是材料常数, $\sigma^* = \sigma_H / \sigma_{eq}$ 是应力三轴度, σ_H 是平均应力。

根据方程(2),在参考应变和参考温度下,断裂应变与应力三轴度的关系变为 $\varepsilon_f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*))$ 。因此 $D_1 \sim D_3$ 可以通过执行参考应变率和参考温度下不同应力三轴度实验来获得。不同的应力三轴度通过压缩、剪切和缺口试件拉伸试验实现。单向压缩试验 $\sigma^* = -1/3$, 纯剪切试验 $\sigma^* = 0$, 单向拉伸试验 $\sigma^* = 1/3$ 。对缺口拉伸试验,通过 Bridgman^[17] 的研究,初始应力三轴度可以通过下式计算: $\sigma_0^* = 1/3 + \ln[1 + a/(2R)]$, 其中, a 和 R 分别是试件当前横截面的半径和缺口处的曲率半径。

应变率影响常数 D_4 能通过参考温度下不同应变率拉伸试验获得,同样温度影响常数 D_5 能通过参考应变率下不同温度拉伸试验获得。通过方程(2),在参考温度下,断裂应变与应变率的关系为 $\varepsilon_f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_{eq}^*)$, 通过执行一系列同样温度和同样应力三轴度下不同应变率试验,获得断裂应变,在 $D_1 \sim D_3$ 已知的前提下,拟合断裂应变-应变率实验数据可以得到应变率影响参数 D_4 。在参考应变率下和同样的应力三轴度下,断裂应变和温度的关系变为 $\varepsilon_f = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_5 T^*)$, 同样地,执行一系列同样应力三轴度和参考应变率下不同温度的实验,获得断裂应变,在 $D_1 \sim D_3$ 已知的前提下,拟合断裂应变-温度实验数据可以得到温度影响参数 D_5 。

2 材料性能实验

本文研究的 Q235B 低碳钢是一种在我国广泛使用的工程结构用钢。所有实验试件来自同一根 15 mm 直径的 Q235B 钢棒。表 1 给出了 Q235B 钢的材料组成成分。基于前面的分析,为了标定本构关系(方程 1)和断裂准则(方程(2)),开展了四个系列的材料性能测试。表 2 给出了这几种材料性能测试与获取相关参数的关系。图 1 给出了各种试件几何形状及尺寸。

压缩试验、缺口拉伸试验、高温拉伸试验以及室温下圆棒试样较低应变率($10^{-4} \sim 10^{-1}$)下拉伸试验在 Inston 5569 万能实验机上进行。高应变率下拉伸试验在 SHTP 设备上进行。设备详情可以参考文献[18]。

通过文献[19], Q235B 钢的杨氏模量 $E = 200$ GPa,泊松比 $\nu = 0.3$,比热容 $C_p = 469 \text{ Wm}^{-1} \text{ K}^{-1}$,密度 $\rho = 7800 \text{ g/m}^3$,熔化温度 $T_m = 1795 \text{ K}$ 。

室温下光滑圆棒试样准静态拉伸试验名义应变率

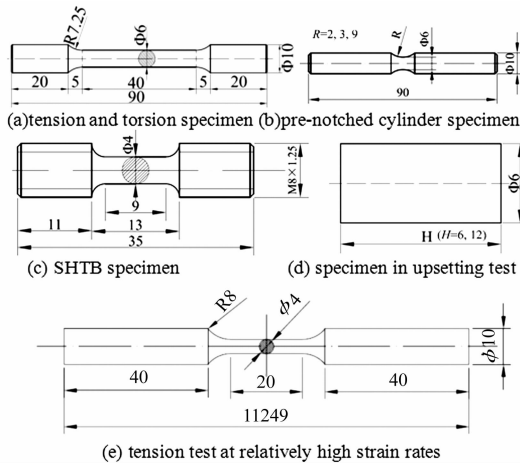


图 1 试件的形状和尺寸

Fig. 1 Geometry and dimensions of specimens (in mm)

$8.33 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 。在实验中,用标距长度 10 mm 的夹式引伸计记录试件的伸长量,获得的载荷 - 位移曲线。

开展了从 150 ~ 950 °C 光滑圆棒试样参考应变率下拉伸试验。图 2 给出了所有试验的载荷 - 位移曲线(包括室温时的),除室温以外,其它的拉伸位移均来自试验机的横梁位移。可以明显的看出,在室温,150 °C, 350 °C 时,载荷位移曲线有明显的屈服平台,但在更高的其它三个温度下却没有。

为了获得屈服应力和断裂应变与应变率的关系,开展了室温下不同应变率的拉伸试验。低应变率(10^{-1} s^{-1} 以下)时采用万能试验机不同速度的拉伸试验,高应变率采用 SHTB 动态拉伸试验。在万能试验机拉伸试验中,采用 10 mm 标距的引伸计测量拉伸位移。图 3 和图 4 给出了获得的应力应变曲线,从图中可以看出,大部分的试验结果都存在明显的屈服过程。

表 1 Q235 钢的组成成分

Tab. 1 Components of Q235 steel (wt. %)

C	Mn	Si	S	P	Fe
0.14 - 0.22	0.3 - 0.65	0.30	<0.05	<0.045	Balance

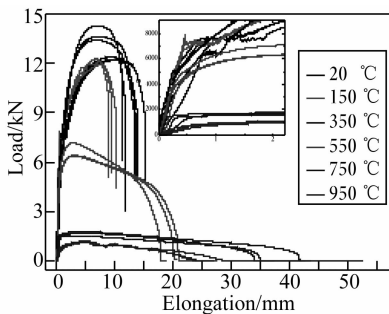


图 2 不同温度下 Q235B 拉伸试验载荷位移曲线

Fig. 2 Load-elongation curves of Q235B steel at different temperatures

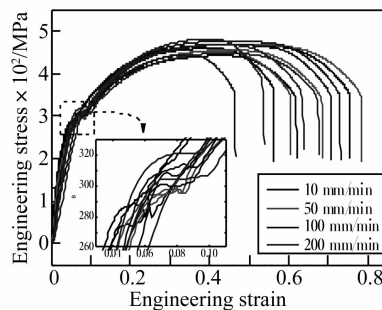


图 3 单向拉伸试验不同拉伸速度下的载荷位移曲线

Fig. 3 Stress-strain curves obtained by using the universal testing machine in different loading velocities

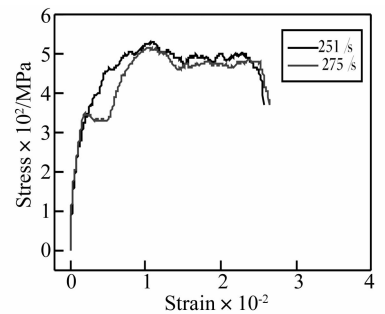


图 4 霍普金森拉杆动态拉伸试验获得的应力应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curves obtained by using the Split Hopkinson Tension bar

表 2 总的试验分类

Tab. 2 Survey of experimental program

Series	Coefficients to be determined	Specimen geometry	Test type
I	A, B, n	Smooth cylindrical specimen, Fig. 1 (a)	Tension test at room temperature and reference strain rate
II	m, D_5	Smooth cylindrical specimen, Fig. 1 (a)	Tension test from room temperature to 950 °C at reference strain rate
III	C, D_4	Smooth cylindrical specimen, Fig. 1 (a), c and e	Tension test at room temperature and different strain rates, including the SHTB test
IV	D_1, D_2, D_3	Smooth cylindrical (Fig. 1 (a)) and notched specimen (Fig. 1 (b)), cylinder specimen (Fig. 1 (d))	Tension, torsion and upsetting test at room temperature and reference strain rate

为了获得较宽的应力三轴度范围,缺口拉伸试验选用了三种试件,即缺口半径 R 分别为 2 mm, 3 mm 和 9 mm。在试验中为了监控缺口区域的延伸量,缺口半径为 2 mm 和 3 mm 的试件采用 10 mm 标距的引伸计,而缺口为 9 mm 的试件采用 20 mm 标距的引伸计。图 5 给出了不同缺口试件的拉伸试验载荷位移曲线。可以看出,延性随着缺口半径的增大而增长了。

为了考察材料延性在负的应力三轴度下特性,开展了圆柱压缩试验。不够理想的是,六个压缩试验都没能将圆柱试件压裂。图 6 给出了压缩试验的载荷位移曲线,这里位移指的是试验机的横梁位移。

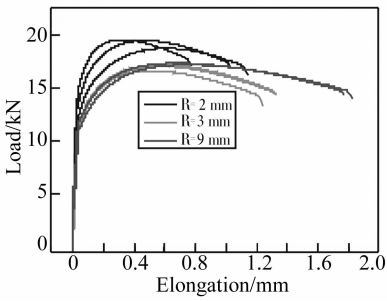


图5 不同缺口试样拉伸载荷位移曲线
Fig. 5 Load-elongation curves of differently pre-notched cylinder specimens

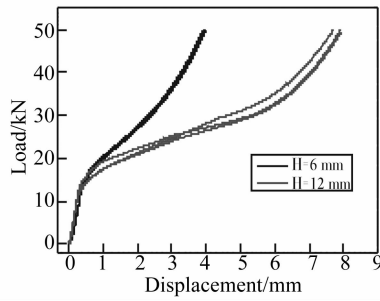


图6 圆柱压缩试验载荷位移曲线
Fig. 6 Load-displacement in the upsetting tests

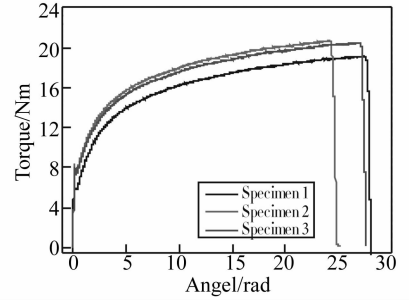


图7 扭转试验获得的扭矩转角曲线
Fig. 7 Torque-angle curves in the torsion tests

为了获得 $\sigma^* = 0$ 时的断裂应变,开展了光滑圆棒扭转试验。在扭转试验机上,光滑圆棒试样一端固定,另一端施加扭矩,但是不约束其轴向位移。图7展示了获得的扭矩-转角曲线,这里转角指的是施加扭矩的一端试件转动的角度。从图中可以看出扭转试验中明显的屈服过程。三个扭转试样扭断后断口表面都非常平齐,这暗示了 Q235B 钢是延性非常好的材料。

图8给出了各种拉伸试样断裂后的典型形式。

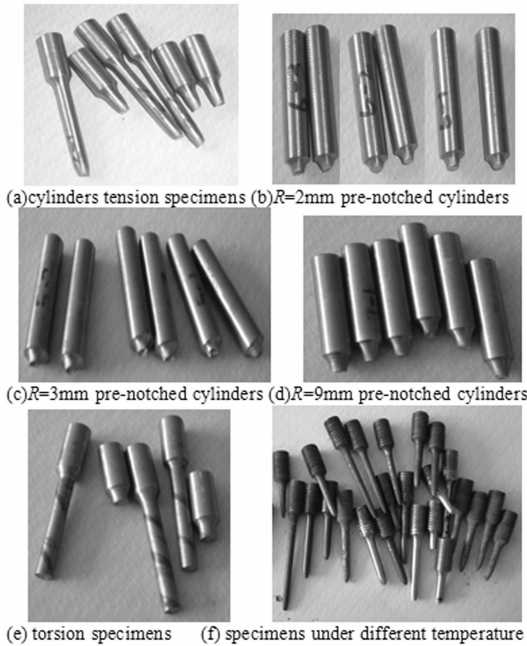


图8 各种拉伸试验断裂后的试件

Fig. 8 Fractured specimens in kinds of tension tests

3 强度模型和断裂准则的标定

3.1 标定强度模型

3.1.1 确定参数 A, B 和 n

处理单向拉伸试验数据得到平均屈服应力 $\sigma_y = 244.8 \text{ MPa}$,也就是说 $A = 244.8 \text{ MPa}$ 。通常,应该在更大的应变范围内来标定 B 和 n,但是由于在颈缩点之后的真应力应变需要颈缩位置直径变化信息,而这在我们目前的试验条件下无法获得,因此仅仅采用颈缩点之前的塑性流动曲线来标定 B 和 n。由于材料本身延性非常好,颈缩之前试件变形已经非常大了。拟合实验数据得到 $B = 899.7 \text{ MPa}$ 和 $n = 0.940$,图9给出了拟合结果。

3.1.2 确定参数 m

图10总结了在相同名义应变率下不同温度对应的屈服应力。使用方程1原始的 J-C 本构关系拟合得到 $m = 0.757$ 。然而,图10清楚的展示了原始 J-C 模型中的温度项形式不能合理的描述 Q235B 的温度软化行为。为了提高模型的预测能力,将 J-C 模型中原始的温度项 $(1 - T^{*m})$ 改为 $(1 - FT^{*m})$,其中 F 和 m 是温度软化参数。此时修改的 J-C 本构关系表达为

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon_{eq}^n)(1 + C\ln\varepsilon_{eq}^*) (1 - FT^{*m}) \quad (3)$$

这样,原始的 J-C 本构变成了方程(3)的一个特例,即 $F = 1$ 时代表原始的 J-C 本构。用修改了的 J-C 本构拟合实验数据得到 $F = 1.989$, $m = 0.1515$ 。很明显,如图10所示,修改后的 J-C 本构模型相对于

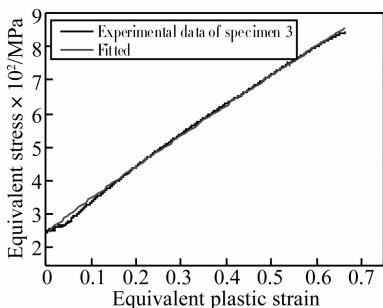


图9 单向拉伸试验颈缩前流动行为的曲线拟合
Fig. 9 Curve fitting result of the flow behavior of a uniaxial tensile test before necking

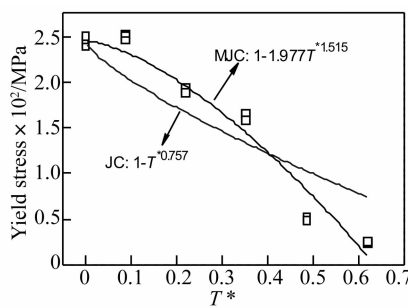


图10 不同温度下的屈服应力
Fig. 10 Yield stress at different temperatures

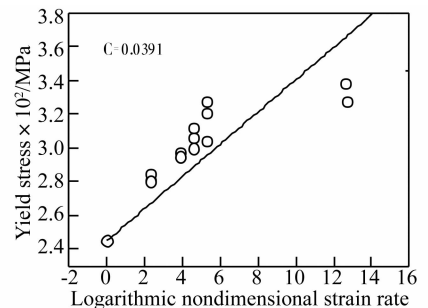


图11 不同应变率下的屈服应力
Fig. 11 Yield stress at various strain rates

原始 J - C 本构模型能对不同温度下单向拉伸的屈服应力给出更好的拟合。

3.1.3 确定参数 C

图 11 总结了图 3 和图 4 中室温(20 ℃)下不同应变率拉伸试验各应变率对应的屈服应力。用方程 1 拟合实验数据得到 $C = 0.0391$ 。在改变的 J - C 本构模型,即方程 3 中, C 值与原始 J - C 模型一致。

3.2 断裂准则的标定

3.2.1 参数 D_1 , D_2 和 D_3 的确定

拉伸试验,包括光滑圆棒单向拉伸试验和缺口拉伸试验,断裂应变可以按式 $\epsilon_f = \ln(A_0/A_f)$ 计算,其中, A_0 是原始的横截面积, A_f 断裂时断口区域横截面积。从图 8 中可以看出,Q235B 钢光滑圆棒单向拉伸和缺口拉伸试验后试样典型的断口形式是“杯锥口状”的。

$\sigma^* = 0$ 时对应的断裂应变不能通过光滑圆棒扭转试样直接获得。对于这种情形,公开的文献通常借助于有限元计算来弥补,例如文献[21]。使用 ABAQUS/STANDARD 建立扭转试验的二维轴对称有限元模型,如图 12 所示。加载方式与试验相同,将真应力应变关系输入有限元软件,并监控参考点的扭矩和转角,得到的扭矩 - 转角曲线与试验比较,一旦仿真得到的扭矩 - 转角曲线与试验比较接近,就可以从仿真中精确获得断裂应变。

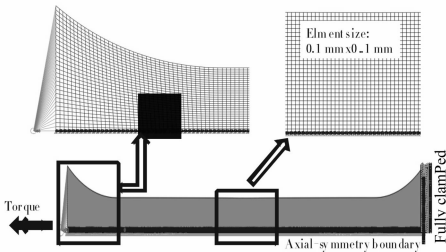


图 12 扭转试验的有限元模型

Fig. 12 Finite element model of the torsion test

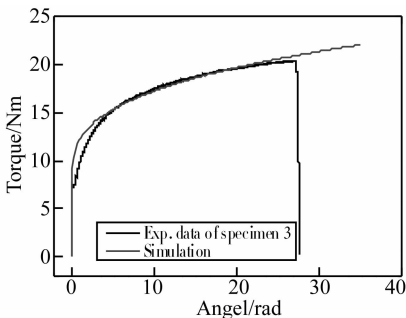


图 13 扭矩 - 转角曲线仿真与试验比较
Fig. 13 Comparison of the torque-angle curves obtained by finite element simulation and experiment

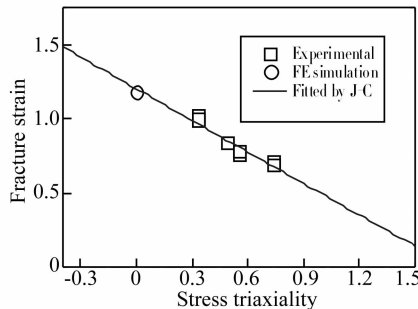


图 14 断裂应变与应力三轴度关系
Fig. 14 Fracture strain versus stress triaxiality

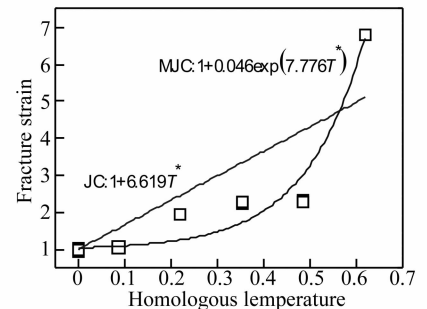


图 15 拉伸断裂应变与温度的关系
Fig. 15 Fracture strain of specimens under tension vs temperature

最初,把通过光滑圆棒单向拉伸试验获得的参数,也就是 $A = 244.8 \text{ MPa}$, $B = 899.7 \text{ MPa}$, $n = 0.940$ 作为真应力应变关系输入软件进行试算,发现得到的屈服之后的扭矩 - 转角曲线与试验结果不是非常一致。为了得到更接近的扭矩转角曲线,对参数 B 和 n 进行了适当的调整,最后发现,当 $A = 244.8 \text{ MPa}$, $B = 400.0 \text{ MPa}$, $n = 0.360$ 时,仿真和试验结果一致性比较好,如图 13 所示。假设数值计算在断裂点预测到了和试验相同的变形角度,可以得到断裂应变为 1.175。

在公开文献[4,21]中发现,材料在单向拉伸和扭转下的流动行为通常是不完全相同的,因此,本文的处理方法应该还是比较合理的。

图 14 总结了通过光滑圆棒单向拉伸试验,缺口拉伸试验和扭转试验的应力三轴度对应的断裂应变,拟合得到 $D_1 = -43.408$, $D_2 = 44.608$, $D_3 = -0.016$ 。

3.2.2 参数 D_5 的确定

计算出参考应变率下不同温度光滑圆棒单向拉伸试验对应的断裂应变。图 15 总结了断裂应变数据并用原始 J - C 断裂准则进行了拟合,可以看出,原始 J - C 断裂模型中线性形式的温度项不能很好地拟合试验结果。为了改善拟合效果,将 J - C 断裂模型中的温度项修改为 $1 + D_5 \exp(D_6 T^*)$,修改后的 J - C 断裂准则变为

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \times (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}_{eq}^*) [1 + D_5 \exp(D_6 T^*)] \quad (4)$$

修改后断裂准则的拟合结果也展示在了图 15 中,拟合得到 $D_5 = 0.046$, $D_6 = 7.776$ 。可以看出,修改形式的断裂准则能对试验结果给出更好的拟合。

3.2.3 确定参数 D_4

由于 SHTB 装置能提供的拉伸载荷有限,试验中没有得到拉断的试件,因此,仅采用万能试验机上得到的不同应变率拉伸试验的数据进行拟合,得到参数 $D_4 = 0.0145$ 。图 16 总结了不同应变率下的试验数据并给出了曲线拟合结果。

4 模型参数验证

轻微修改形式的 J-C 模型参数都已经得到,为了验证模型参数的有效性,开展了一组 Taylor 试验。弹体为和前文同一根钢棒上取下的 Q235B 平头弹,靶板为高强装甲钢靶。使用 ABAQUS 软件进行与试验对应的数值模拟,建模方法及靶板材料模型和参数来自文献[21]。图 17 给出了数值仿真结果和试验结果的比较,可以看出,模拟结果和试验结果吻合很好,这验证了本文所获取模型参数的有效性。

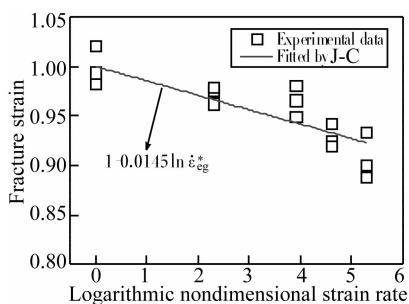


图 16 室温下拉伸断裂应变与应变率的关系

Fig. 16 Fracture strain of specimens under tension at the reference temperature vs strain rate

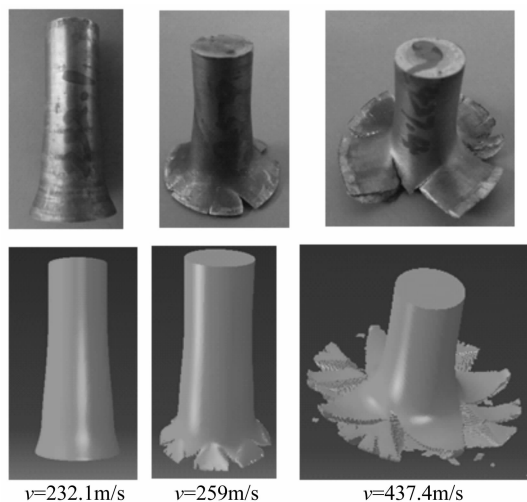


图 17 数值仿真和 Taylor 试验结果比较

Fig. 17 Comparison of numerical simulation and Taylor test results

5 结论

本文展示了 Q235B 钢在不同应变率、温度和应力三轴度下的实验数据。获取了轻微修改 J-C 本构和失效模型的所有模型参数,并对得到的模型参数有效性进行了验证。

重要结果如下:

(1)随着温度升高,Q235B 钢强度变小,延性增加。温度增加到 950 ℃时,屈服应力仅有约 25MPa,不到室温时的 1/10。

(2)Q235B 钢随应变率的增加,强度增加,延性减小。

(3)随着应力三轴度的增加,Q235B 钢延性减小。

(4)总的来说,Q235B 钢强度和延性属性可以以原始的 J-C 本构和失效模型为特征。然而,屈服强度的温度软化和延性的非线性温度软化效应不能得到合适的描述。本文对这两项进行了轻微的修改,获得了很好的效果。

参考文献

- [1] Kane A, Børvik T, Hopperstad O S, et al. Finite element analysis of plugging failure in steel plates struck by blunt projectiles[J]. *J Appl Mech*, 2009, 76(5):051302-1-11.
- [2] Zukas J A, Nicholas T, Swift H F, et al. *Impact Dynamics* [M]. New York: Wiley, 1982.
- [3] Clausen A H, Børvik T, Hopperstad O S, et al. Flow and fracture characteristics of aluminium alloy AA5083-H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality[J]. *Mater Sci and Eng A*, 2004, 364:260-272.
- [4] Johnson G R, Cook W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[M]. In: *Seventh International Symposium on Ballistics*. The Netherlands: The Hague, 1983:1-7.
- [5] Zerilli F J, Armstrong R W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations[J]. *J Appl Phys*, 1987, 61:1816-1825.
- [6] Zerilli F J, Armstrong R W. Dislocation mechanics based analysis of material dynamics behavior: enhanced ductility, deformation twinning, shock deformation, shear instability, dynamic recovery. *J Phys IV Colloq*[J]. C3 Suppl *J Phys III* 1997, 7:637-642.
- [7] Cockcroft M G, Latham D J. Ductility and the workability of metals[J]. *J Inst Metals*, 1968, 96:33-39.
- [8] Rice J R, Tracey D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. *J Mech Phys Solids* 1969, 17:210-217.
- [9] Hancock J W, Mackenzie A C. On the mechanisms of ductile failure in high strength steels subjected to multi-axial stress-states[J]. *J Mech Phys Solids*, 1976, 24:147-169.
- [10] Mackenzie A C, Hancock J W, Brown D K. On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels[J]. *Engng Fracture Mech*, 1977, 9:167-188.
- [11] Johnson G R, Cook W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. *Eng Fract Mech*, 1985, 21:31-48.
- [12] Wierzbicki T, Bao Y, Lee Y W, et al. Calibration and evaluation of seven fracture models[J]. *Int J Mech Sci*, 2005, 47:719-743.
- [13] Bai Y, Wierzbicki T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence[J]. *Int J Plast*, 2008, 24:1071-1096.
- [14] Teng X, Wierzbicki T, Hiermaier S, et al. Numerical prediction of fracture in the Taylor test[J]. *Int J Solids Struct*, 2005, 42:2929-2948.

(下转第 172 页)

T_4 (第四枚弹的发射时间)的交叉作用对初始扰动中间偏差的影响最大,影响程度约占到 8.5%。因此,在轻型共架远程火箭炮设计电子点火器时要尽量保证因素 T_1 与 T_4 的点火精度。

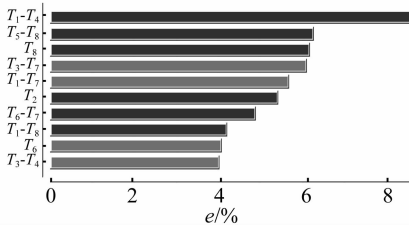


图 11 初始扰动中间偏差灵敏度分析

Fig. 11 Sensitivity analysis of initial perturbation deviation

5 结论

本文在某型火箭炮的发射动力学模型中引入多岛遗传算法并开展了相应的优化研究,得到了一些有用的结论。

(1)从全文的研究过程和最后的仿真结果可以表明,所采用地在动力学模型基础上引入优化算法的方法是可行的,为其它系统的动力学优化分析提供方法借鉴。

(2)火箭弹在发射过程中,采用不等时隔连续发射所引起的系统初始扰动量要明显优于等时隔连续发射。优化表明,第一枚弹在零时刻发射之后的每一枚弹的最佳发射时间分别为:3.439 9,9.085 0,14.340 0,20.457 4,25.691 5,31.922 0,34.981 3(单位:s)。

(3)得出了不等时隔连续发射下起落部分、回转部分连接刚度和连接阻尼最佳匹配组合,为火箭炮主动减振装置设计和改造提供理论依据。

(4)分析了发射时间随机性对初始扰动的影响,结果表明发射时间的随机性对连射情况下火箭弹初始扰动的中间偏差有着很大的影响。但是各个因素及其交叉因素的影响都不占主导地位,相对而言,因素 T_1 与 T_4

的交叉作用对初始扰动中间偏差的影响最大。

参考文献

[1] 芮筱亭,王国平,陆毓琪. 提高多管火箭射击密集度新技术[J]. 兵工学报,2006,27(2):301-305.
RUI Xiao-ting, WANG Guo-ping, LU Yu-qi. A new technology to improving firing dispersion of multiple launch rocket system [J]. Journal of Acta Armamentari I, 2006,27(2):301-305.

[2] 陈兵,马大为,陈飞. 使用 BP 网络和自适应遗传算法的某型火箭炮变发射间隔研究[J]. 兵工学报,2007,28(11):1287-1292.
CHEN Bing, MA Da-wei, CHEN Fei. Research on variable firing interval of certa in rocket launcher using bP neural net work and improved ada ptive genetic algorithm[J]. Journal of Acta Armamentari I, 2007,28(11):1287-1292.

[3] 贺北斗,林永明,曹听荣. 火箭发射装置设计[M]. 北京:国防工业出版社,1988

[4] 冯勇,马大为,薛畅,等. 多管火箭炮刚柔耦合多体发射动力学仿真研究[J]. 兵工学报,2006,27(3):545-548.
FENG Yong, MA Da-wei, XUE Chang, et al. Simulation studies of coupled rigid and flexible multi-body dynamics for multiple launch rocket systems [J]. Journal of Acta Armamentari I, 2006,27(3):545-548.

[5] 冯勇,马大为,宋晓峰,等. 某箱式火箭炮电液伺服系统交互式仿真研究[J]. 兵工学报,2006,27(2):363-366.
FENG Yong, MA Da-wei, SONG Xiao-feng, et al. Interactive simulation of electronic and hydraulic servo System about clustered canister rocket launching platform [J]. Journal of Acta Armamentari I, 2006,27(2):363-366.

[6] 洪嘉振. 多体系统动力学——理论、计算方法和应用[M]. 上海:上海交通大学出版社,1992.

[7] 张思才,张方晓. 一种遗传算法适应度函数的改进方法[J]. 计算机应用与软件,2006,23(2):108-110.
ZHANG Si-cai, ZHANG Fang-xiao. A modified method to fitness function of genetic algorithms [J]. Computer Application and Soft-ware, 2006,23(2):108-110.

[8] 金晶,苏勇. 一种改进的自适应遗传算法[J]. 计算机工程与应用,2005,42(18):64-69
JIN Jing, SU Yong. An improved adaptive genetic algorithm [J]. Computer Engineering and Application, 2005,42(18):64-69.

(上接第 158 页)

[15] Gupta N K, Iqbal M A, Sekhon G S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on the deformation behavior of layered plates[J]. Int J Impact Eng, 2008, 35: 37-60.

[16] Bai Y, Dodd B. Adiabatic shear localization: occurrence, theories and applications [M]. New York: Pergamon Press, 1992.

[17] Bridgman P W. Studies in large plastic flow and fracture [M]. New York: McGraw-Hill, 1952.

[18] Lin M, Pang B, Zhang W. Dynamic tensile behavior of Al-

6Mg alloy with three treatment states [M]. DYMAT 2009, 2009:1125-1131.

[19] Chen X W, Chen G, Zhang F J. Deformation and failure modes of soft steel projectiles impacting harder steel targets at increasing velocity[J]. Exp Mech, 2008, 48:335-354.

[20] Mae H, Teng X, Bai Y, et al. Calibration of ductile fracture properties of a cast aluminum alloy[J]. Mater Sci and Eng A, 2007, 459:156-166.

[21] 肖新科. 双层金属靶的抗侵彻性能和 Taylor 杆的变形与断裂[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2010.