

钛合金 J-C 动态本构参数高精度分析及抗弹性能研究

郝芳^{1,3}, 赵平洛², 毛友川^{1,3}, 张帆⁴, 陈海生³, 杜予晖³, 王凯旋³,
刘向宏³, 冯勇^{1,3}

- (1. 西北工业大学, 陕西 西安 710012)
(2. 北京理工大学 材料科学与工程学院, 北京 100083)
(3. 西部超导材料科技股份有限公司, 陕西 西安 710018)
(4. 西安理工大学 土木建筑工程学院, 陕西 西安 710048)

摘要: 利用“材料J-C本构参数及损伤模型参数测定系统”软件, 通过聚类全局优化(CGO)法获得一种近 α 型钛合金材料的J-C动态本构参数, 规避了传统测定方法计算量大、方法复杂, 且无法体现参数关联性等优点, 通过钛合金靶板的抗弹性能测试, 利用J-C本构参数, 采用商业动力学计算软件AUTODYN对枪击试验完成了模拟, 模拟的各项结果与试验数据吻合度高, 验证了J-C动态参数的准确度和精确性; 弹孔显微组织分析表明, 在裂纹的末端可以观察到绝热剪切带, 证明裂纹的萌生是由绝热剪切带引起, 表明高速冲击动态环境下的失效模式主要为绝热剪切。

关键词: 钛合金; 聚类全局优化方法; J-C 动态本构参数; 抗弹性能

中图分类号: TG146.23

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2021)12-4348-09

高速冲击条件下金属材料动态力学行为和变形局域化即绝热剪切变形的研究对材料在冲击环境下科学应用具有重要的意义。为了便于理解和研究材料的力学行为及其变形、破坏机制, 根据材料本身表现出的一些力学和变形行为特点, 对应地可以建立材料的本构模型和失效模型。

材料的流变应力对应变、变形温度和应变率等热力学参数所构成的热力学状态做出的反应称为材料的本构模型。针对工程材料在大应变、高应变率和高温环境等应用条件, Johnson-Cook (J-C) 本构方程是一种有效的处理手段。J-C 本构模型是基于材料宏观动态力学行为的变化规律而总结出的经验公式。通过设计多种实验方案, 获取材料在不同应变率及不同温度条件下的动态力学性能数据, 再通过数学方法拟合实验数据, 可得到材料的本构参数。这种经验本构模型通用性好, 适用于多种材料^[1-3], 且公式简单, 参数物理意义清晰, 从试验到拟合的整个过程目的性明确, 便于理解本构参数及其实际意义。

许多工程应用都涉及到高应变率变形及破坏问题, 各国学者就传统动态性能试验中最关心的剪切带形成的判据^[4-6]、剪切带中的相变^[7,8]、再结晶机制^[9,10]等方面开展了大量的理论和试验研究。近年来, 国内程兴旺^[11-15]、汪冰峰^[16]、和 Ren^[17-20]等人对 TB8、

Ti-5Al-2.5Sn、TC18、TC16、Ti6Al4V 等钛合金采用 SEM、TEM 等方式观察了绝热剪切的组织结构演化, 支持的观点均为动态再结晶理论。Chen^[21]、刘旭阳^[22]、周琳^[23]等人通过 TC4 钛合金材料动态力学性能试验, 均建立了 TiAl4V 的动态本构模型, 张雪敏^[24]等人通过 Gleeble-1500D 热模拟试验机建立了 TC11 钛合金的热变形本构方程, 常乐^[25]等人建立了纯钛改进型的 J-C 本构方程, 俞秋景^[26]等人改进了 Inconel 625 合金 Johnson-Cook 模型, 但由于实验条件限制, 以上研究对冲击失效行为研究很少, 并未建立失效模型, 而且所得动态本构关系很少通过实验并结合数值方法进行验证。预测并掌握高应变率下材料动态力学行为及其损伤失效行为, 为工程结构设计与选材奠定基础。准确的模拟可以指导甚至代替真实试验, J-C 本构模型是典型的且应用比较广泛的模型, 获取 J-C 本构模型准确的模型参数十分重要^[27]。

聚类全局优化方法(CGO)^[28]是一种改进形式的标准多启动搜索点优化程序, 其中的局部搜索是从分布在搜索区间数个出发点进行的, 当中的局部搜索又是基于二阶柯西·牛顿算法和 DFP 数据更新方程算法程序进行的。柯西·牛顿方法提供了一个很好的近似 Hessian 矩阵的逆, 通常被视为对求解无约束的问题^[29]最先进的方法之一。

收稿日期: 2020-12-15

作者简介: 郝芳, 女, 1985年生, 博士生, 高级工程师, 西北工业大学, 陕西 西安 710012, E-mail: haofang85@163.com

材料的本构模型在先进塑性成形理论与技术研究中发挥着不可替代的作用, J-C 本构参数的准确性往往由实验方法与拟合手段所决定^[30-32]。本研究采用聚类全局优化法获得一种近 α 型(名义成分为 Ti-6Al-2Zr-1Mo-1V)钛合金材料的本构和失效参数; 用中国 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹完成了钛合金板的抗弹性能测试, 并利用 J-C 本构参数, 通过商业动力学计算软件 AUTODYN 模拟了枪击试验的侵彻深度和背凸值, 与试验数据吻合度高, 表明本研究提供的聚类全局优化算法构建的本构参数准确, 可作为 J-C 本构方程参数的一种新式简便测定方法。

1 原理与方法

1.1 原理

全局优化算法是解决非线性函数问题的有效方法。该算法的原理是首先将问题转换为具有一个或多个独立参数的目标函数, 将独立参数设置为优化变量, 最后通过一些策略优化, 从而获得目标函数的全局最小值/最大值和自变量的对应值。本质上说, 全局优化研究的是多变量非线性函数在给定区域上的全局最优解和寻找最优算法, 以及算法的计算表现和理论性质。

从参数搜索的角度分类, 全局优化可以分为下山单纯形法、遗传优化算法和聚类全局优化算法。聚类全局优化算法可以看作是一种改进形式的标准多启动搜索点优化程序, 其中的局部搜索是从分布在整个搜索区间多个出发点进行, 这之中的局部搜索是基于柯西·牛顿算法和 DFP 数据更新方程算法程序进行的。聚类分析方法为了避免多重启动搜索点技术的低效率问题, 通过利用 3 个主要步骤, 其可以被迭代应用: (a) 在搜索域取样; (b) 变换的采样点并把它们集中到局部最小值的附近; (c) 应用聚类分析技术来识别(有可能)代表局部极小的邻域。其优点在于步骤(a)和(b)所有参与搜索的点只进行一遍计算就找到极小值, 这缩短了计算所需要的时间, 还能够增加找到全局最小值的概率。在高度非线性、计算量大、模型复杂问题中, 该优点将更为凸显。

J-C 本构方程的参数测定问题事实上也是寻找非线性函数最优解的问题, 通过将试验与理论计算的应力应变曲线进行拟合, 当两者之间的均方差达到最小时可认为所测参数达到最优匹配, 因此使用聚类全局优化算法替代传统算法, 将极大地提高参数测定的效率。

J-C 本构方程的参数测定需要使用到材料的室温准静态、室温动态及高温准静态 3 种应力应变曲线。传统方法需要将本构方程进行变形, 将曲线中的特定点带

入计算。而该系统只需输入这 3 种曲线与相应的测试条件, 即可拟合出 J-C 本构方程的所有参数。曲线输入前需除去弹性段与失效段, 只留下塑性段, 如图 1。

拟合完成后, 系统会给出相应的拟合曲线与拟合误差, 使用者也可在系统内将拟合曲线与输入曲线进行比较, 直观地看到拟合误差, 见图 2。

计算结束后, 系统将在指定文件夹给出拟合结果文件与拟合曲线的文本文件。

1.2 实验方法

选择 Ti-6Al-2Zr-1Mo-1V 钛合金作为研究对象, 试验材料由西部超导材料科技股份有限公司提供, 采用普通退火进行热处理, 原始组织见图 3。

首先测定材料室温准静态、室温动态及高温准静态应力应变曲线, 采用聚类全局优化算法拟合 J-C 本构方程的所有参数。然后将材料制备成 400 mm×400 mm 正方形靶板, 将靶板分为 4 个象限, 在每一个象限各靶试一发中国 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹, 靶距为 100 和 15 m, 入射角为 0°, 然后对弹孔进行切割, 测试靶板穿深情况, 根据靶板的穿深情况评定材料的实际抗弹性能。同时利用本研究获得的 J-C 本构参数和

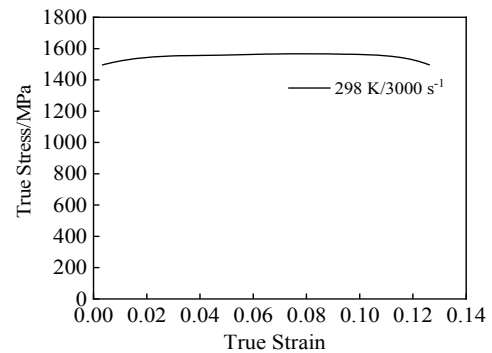


图 1 输入曲线

Fig.1 Input curve

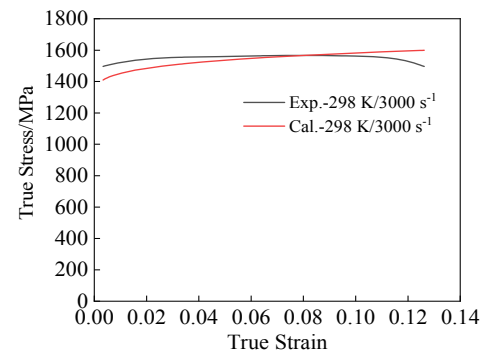


图 2 拟合曲线与原曲线对比

Fig.2 Comparison between the fitting curve and the original curve

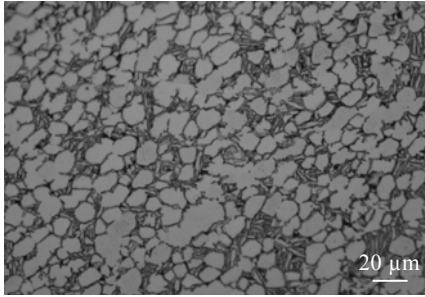


图 3 Ti-6Al-2Zr-1Mo-1V 原始状态显微组织

Fig.3 Original microstructure of Ti-6Al-2Zr-1Mo-1V

失效参数,通过商业动力学计算软件 AUTODYN 模拟枪击试验过程,与靶板测试实际数据进行对比分析。对靶板弹孔周围进行 OM 组织分析,研究靶弹动态冲击下靶板形变行为。

2 分析与讨论

2.1 J-C 本构方程参数拟合计算及优化算法

J-C 本构方程的一般形式为见式(1):

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n][1 + C \ln(\frac{\bar{\varepsilon}_1}{\bar{\varepsilon}_2})][1 - (\frac{T - T_r}{T_{melt} - T_r})^m] \quad (1)$$

式中: A 为屈服应力, B 为应变强化系数, n 为应变强化指数, C 为应变率强化系数, m 为软化系数, ε 为等效塑性应变, σ 为非零应变率下屈服强度, $\bar{\varepsilon}_1$ 为等效塑性应变率, $\bar{\varepsilon}_2$ 为参考应变率, T 为材料温度, T_{melt} 为材料熔点温度, T_r 为材料环境温度。

参考温度一般定为 25 °C,参考应变率为 0.001 s⁻¹。 A 值为参考温度和参考应变率下的屈服强度。室温下,准静态压缩式方程可简化为式(2):

$$A = \sigma + B\varepsilon^n \quad (2)$$

进一步可化简为式(3):

$$\ln(\sigma - A) = \ln B + n \ln \varepsilon \quad (3)$$

由曲线中的点进行线性回归计算,由最小二乘法即可得 n 和 B 的值。

25 °C 下,式(1)可变形为式(4):

$$\frac{\sigma}{A + B\varepsilon^n} = 1 + C \ln(\frac{\bar{\varepsilon}_1}{\bar{\varepsilon}_2}) \quad (4)$$

取不同应变率曲线上同一应变下的点由最小二乘法可得 C 值。

准静态压缩下,式(1)可变形为式(5):

$$\ln(1 - \frac{\sigma}{A + B\varepsilon^n}) = m \ln(\frac{T - T_r}{T_{melt} - T_r}) \quad (5)$$

通过使用不同温度下准静态压缩曲线上的点,由最小二乘法获得 m 值。

由计算过程可以看到,传统计算利用不同实验条件简化了计算过程,但计算量依旧较大,处理过程繁琐。同时,传统计算忽略了 J-C 本构方程各参数间的耦合作用,将其分散计算,使得结果不够准确。

传统计算方法所得本构参数见表 1。本研究的验证方法为:使用拟合所得的本构参数,利用 Ansys/LS-DYNA 对动态压缩试验进行模拟,将模拟曲线与试验所得曲线进行比较,得到拟合的误差。选取的材料为该材料在 3000 s⁻¹ 应变率条件下进行验证。

传统计算结果模拟验证结果如图 4 所示,图 4 中强度低于实验结果近 60 MPa,且 2 条曲线的趋势相差较多,可见传统计算结果求解的 J-C 本构参数结果是不够准确的。

使用完全相同的钛合金室温准静态、室温动态及高温准静态 3 种应力应变曲线,经聚类全局优化算法(CGO)进行拟合所得的 J-C 本构参数如表 2 所示。

模拟结果与试验曲线对照如图 5 所示:模拟曲线与实验结果吻合较好。这说明,采用本研究提出的拟合方法获得的 JC 本构关系模型参数更能够准确地描述该合金的动态力学行为。

对比表 1 和表 2 的拟合数据结果, B 、 C 、 m 的拟合数值差异更大。其中, B 与动态应变强化行为相关, C 与应变率敏感性相关, m 与温度敏感性相关。这些

表 1 传统计算所得参数

Table 1 Parameters obtained from traditional calculation

Parameter	A	B	n	C	m
Value	1257	4039	1.1225	0.00416	0.7412

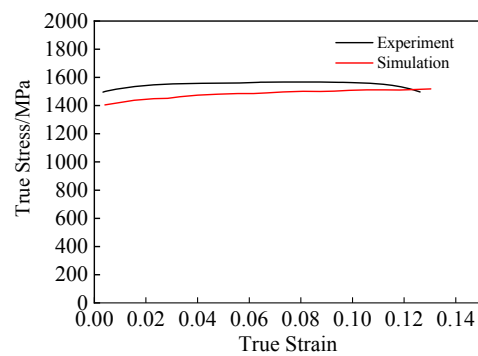


图 4 传统计算结果模拟验证图

Fig.4 Simulation verification diagram of traditional calculation results

表 2 CGO 方法计算所得参数

Table 2 Parameters obtained from CGO

Parameter	A	B	n	C	m
Value	1101	621	1.2029	0.0124	0.6027

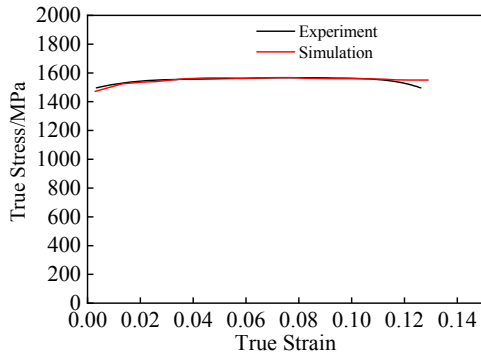


图 5 CGO 拟合结果模拟验证图

Fig.5 Simulation verification diagram of CGO

参数采用传统拟合方法进行估算时, 往往由于动态或者高温力学性能实验数据的误差, 存在较高的拟合误差。而采用本研究提出的计算方法, 可以同时多条件下的力学性能数据进行拟合并迭代优化, 进而显著减小了误差, 提高了 J-C 模型参数的估算精度和可靠性。

2.2 J-C 本构关系失效方程

材料的破坏失效是一种具有复杂物理力学机制的现象, 失效的评估预测对材料的科学使用具有重要的意义。J-C 失效方程见式(6)。

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] (1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (6)$$

式(6)中, $\sigma^* = \sigma_m / \sigma_e = R_\sigma$, σ_m 为平均应力, σ_e 为等效应力, R_σ 为应力三轴度; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0$, 为无量纲塑性应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为参考塑性应变率, $T^* = (T - T_r) / (T_{melt} - T_r)$ 为无量纲温度, T_r 为参考温度(室温), T_{melt} 为材料的熔点温度; D_1 、 D_2 、 D_3 、 D_4 和 D_5 为材料参数, 可根据其在方程中的表现形式设计一系列实验, 然后通过各参数相对应的实验数据经过线性和非线性拟合测定。

根据失效方程中, 应力三轴度、应变率、温度与失效应变的关系, 实验设计如下: 如图 6 和表 3 为设计的不同缺口拉伸样品, 通过对样品最小直径与缺口半径的控制, 可使其满足不同应力三轴度, 根据 Bridgman 的经验公式, 可计算出样品的初始应力三轴度, 利用 INSTRON5985 材料万能试验机控制 2 mm/min 的试验速率对缺口试样进行准静态拉伸, 得到失效应变(式(7)), 每种试验重复 3 次, 取平均值。

$$\epsilon_f = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{d}{4R}\right) \quad (7)$$

式(7)中, ϵ_f 为材料的失效应变, d 为试样最小直径, R 为试样缺口半径。

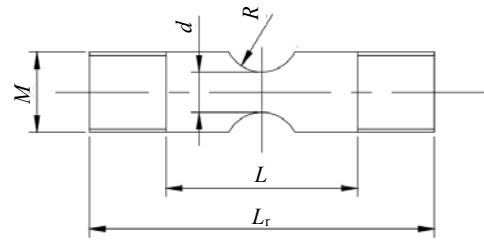


图 6 缺口试样图纸

Fig.6 Drawing of notch sample

表 3 缺口样品的尺寸及其应力三轴度

Table 3 Size and its stress triaxiality (R_σ) of notch sample

R/mm	d/mm	D/mm	L/mm	R_σ
Smooth	5	5	30	0.333
3	6	12	34	0.739
6	6	12	34	0.556
9	6	12	34	0.487

图 7 为动态光滑拉伸试样图纸, 使用中国汽车技术研究中心的 HMM TS-2000 高速材料试验机系统进行试验, 测试应变率为 400~1000 s⁻¹, 间隔为 200 s⁻¹, 共获取 4 种高应变率条件下的失效应变。

高温拉伸按照标准 GB/T 4338-2006 进行, 试样为标准 $\Phi 5 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ 棒状试件, 控制应变率与室温准静态拉伸相同, 温度设计为 623~823 K, 间隔为 100 K, 共获得 3 种温度条件下钛合金的失效应变, 每个温度点实验重复 3 次, 保证数据的准确性。失效方程所需所有试样图片见图 8。

获得了 3 种试验的结果后, 需要对实验数据进行预处理。在拉伸试验中存在样品颈缩失稳现象, 导致应变在样品中不是均匀分布, 而材料失效时的最大应变位于断口处。根据塑性体积不变原理, 并假设断口截面的应变均匀, 根据式(8)可算出材料真实的失效应变:

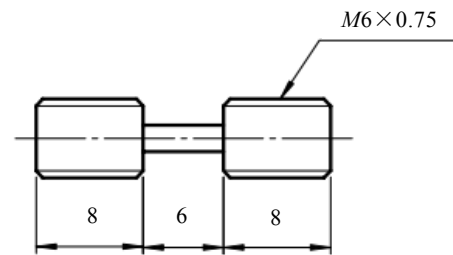


图 7 动态拉伸试样图纸

Fig.7 Drawing of dynamic stretch sample



图 8 失效方程试样图

Fig.8 Diagram of sample for failure equation (from left to right are high temperature test smooth tensile sample, different notch size tensile samples and dynamic tensile sample)

$$\epsilon_f = \ln(A_0 / A_f) = \ln(\pi d_0^2 / \pi d_f^2) = 2 \ln(d_0 / d_f) \quad (8)$$

式中, A_0 是初始缺口横截面积, A_f 是断后缺口处的横截面积, d_0 为初始缺口最小直径, d_f 为断口缺口直径。

由于拉伸试样断口直径难以测量, 为了保证失效应变的测定准确, 对所有拉伸样品的断口使用三维景深显微镜进行测量(mm), 保留三位小数, 测量图见图 9。根据式(8)与三维景深显微镜测量, 得到的结果见表 4。

在室温准静态条件下, 不考虑应变率与温度的影响, 式(8)可简化为式(9):

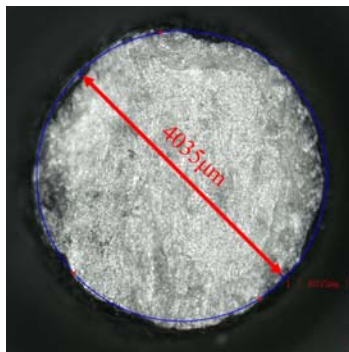


图 9 三维景深测量拉伸试样断口直径

Fig.9 Fracture diameter of tensile specimen by three-dimensional depth of field measurement

表 4 缺口试样失效应变

Table 4 Failure strain of notched specimen

d_f/mm	R_σ	ϵ_f
0 (smooth)	0.333	0.9781
3	0.739	0.5563
6	0.556	0.8884
9	0.487	0.9379

$$\epsilon_f = D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \quad (9)$$

式中, D_1 表示材料内部产生第 1 条裂纹时对应的应变, 不能通过观察样品或曲线直接获取, 需要使用表 3 及表 4 中的数据同时对 D_1 、 D_2 、 D_3 使用最小二乘法进行非线性拟合, 拟合结果见图 10。由此可以得到 $D_1=0.9985$ 、 $D_2=-0.00147$ 、 $D_3=7.722$ 。

与本构参数传统测定原理相同, 由于室温准静态拉伸应变率与高温准静态拉伸的应变率相同, 所以 D_4 与 D_5 的测定可不分先后。在拟合 D_4 前, 需要对失效应变数据进行预处理, 选取参考应变率为 0.001 s^{-1} , 结果见表 5。

由于已经取得 D_1 、 D_2 、 D_3 的值, 所以在参考温度下, 原失效方程可变换为:

$$\frac{\epsilon_f}{[D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)]} = 1 + D_5 T^* \quad (10)$$

由式(10)可知, 在不考虑温度的前提下, 材料的失效应变与应变率的对数为线性关系, D_4 即为斜率, 所以结合式(10)与表 3~表 5, 可得: $D_4=-0.03196$ 。

同样, 已知 D_1 、 D_2 、 D_3 的值, 在不考虑应变率影响的前提下, 针对光滑试样的失效方程可简化为式(11):

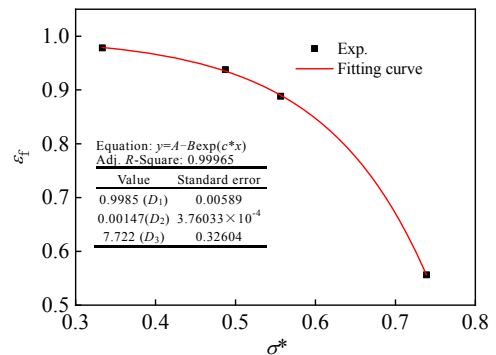


图 10 失效参数 D_1 、 D_2 、 D_3 拟合方法示意图

Fig.10 Schematic diagram of fitting method for failure parameters of D_1 , D_2 , D_3

表 5 不同应变率样品失效应变数据预处理结果

Table 5 Preprocessing results of failure strain data of samples with different strain rates

$\dot{\epsilon}/s^{-1}$	$\ln \dot{\epsilon}^*$	ϵ_f	ϵ_f/ϵ_0
0.001	0	0.9781	1
400	12.8992	0.7076	0.72345
600	13.3047	0.5555	0.56794
800	13.5924	0.5059	0.51723
1000	13.8155	0.4752	0.48584

$$\frac{\varepsilon_f}{D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)} = 1 + D_5 T^* \quad (11)$$

由于大部分金属材料在较低温度下时, 力学性能受温度影响不大, 所以 Abaqus 等动力有限元模拟软件对 J-C 本构模型中参考温度的设置进行了优化, 设置了材料热影响转变温度(T_t)来替代原方程中的 T_r , 即认为在温度 T_t 以下时, 材料的力学性能基本不发生变化。所以有式(12):

$$T^* = \begin{cases} 0 & T < T_t \\ \frac{(T - T_t)}{(T_{melt} - T_t)} & T_t < T < T_{melt} \\ 1 & T_{melt} < T \end{cases} \quad (12)$$

结合钛合金的高温力学性能, 选取 573 K 为热影响转变温度, 对数据进行预处理, 其结果见表 6。

失效参数 D_4 拟合方法示意图见图 11, 得到 $D_4=-0.03196$ 。失效参数 D_5 拟合方法示意图见图 12, 得到 $D_5=14.2720$ 。

由于失效方程仅用来描述材料的损伤过程, 所以能从试验曲线中提取到的仅有失效应变对应的 1 个坐标点, 这就导致用于拟合失效参数的点过少, 所以无法使用类似测定 J-C 本构方程的聚类全局优化算法的多参数耦合来测定失效参数。相比 Taylor 撞击试验与圆筒爆炸试验测定材料的 J-C 失效参数, 采用室温准静态缺口试样试验、高温准静态拉伸试验与室温动态

表 6 不同温度样品失效应变预处理结果

Table 6 Pretreatment results of failure strain of samples at different temperatures

Temperature/K	T^*	ε_f	$\varepsilon_f/\varepsilon_0$
298	0	0.9781	1
623	0.0464	1.4973	1.5308
723	0.1393	1.7949	1.8351
823	0.2321	4.9208	5.0309

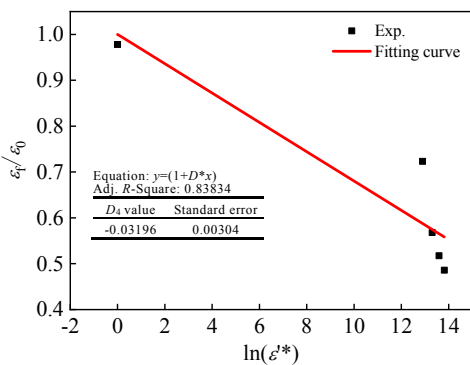


图 11 失效参数 D_4 拟合方法示意图

Fig.11 Schematic diagram of fitting method for failure parameter D_4

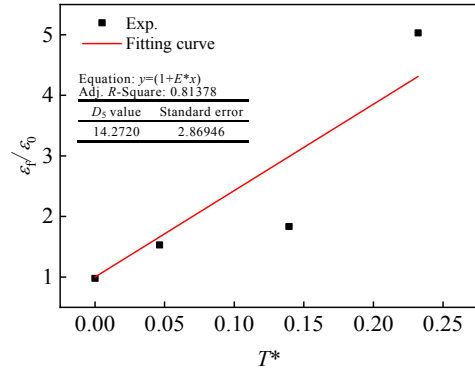


图 12 失效参数 D_5 拟合方法示意图

Fig.12 Schematic diagram of fitting method for failure parameter D_5

拉伸试验相结合的方法更加高效快捷、操作简单, 数据精度也符合数值仿真的要求。

根据上述流程, 钛合金 J-C 参数计算结果见表 7。

2.3 靶测试验及仿真实验

用中国 53 式穿甲燃烧弹对该材料钛合金板的抗弹性能进行测试, 试验要求参见 GJB59.18-1988《装甲车辆试验规程、装甲板抗枪弹性能实验》。靶板的长宽尺寸为 400 mm×400 mm, 厚度为 21.26 mm, 钛合金靶板上下边沿采用方槽夹支, 钛合金左右边沿在靶板法向受到刚性壁面约束。射击距离分别为 100 和 15 m, 测量得到着靶速度为 809 和 760 m/s, 试验结果见表 8。

采用商业动力学计算软件 AUTODYN 对枪击试验进行描述, 中国 53 式 7.62 mm 穿燃弹由钢制被甲壳体、燃烧剂、铅衬和硬制钢芯组成, 弹头全重约 10.5 g, 最大外径为 7.92 mm。对枪击模型进行网格离散, 采用光滑粒子流体动力学方法与有限元方法的耦合方案 (SPH/FEM), 弹头采用 SPH 粒子离散, 共计 10759 个质点, 靶板采用有限元单元离散, 共 90 万个单元。

弹头被甲和靶板的材料动力学参数如表 8 和表 9 所示, 通过大量的试验发现弹头内钢芯相对被甲和钛合金材料, 其在穿甲过程中基本无塑性变形和磨蚀, 所以在模拟过程中, 假设钢芯为弹性材料, 取 $E=210$ GPa, $\rho_0=7850$ kg/m³, $\nu=0.31$ 。燃烧剂简化成弹性材料, 无化学反应燃烧模型, 只考虑其动能作用, 取 $E=1.02$ GPa, $\rho_0=2000$ kg/m³, $\nu=0.45$ 。

数值模拟中, 子弹经历了开坑、侵彻掘进、减速至零和速度回弹等几个过程, 最终嵌在目标靶板中。通过测量最终的侵彻深度和背板凸起高度, 并与实际靶试试验结果进行对比。图 13 为射击距离分别为 100 m (着靶速度 760 m/s)条件下靶板枪击试验的数值模拟结果。由表 8 和图 13 可知, 靶板抗弹试验数值模

表 7 聚类全局优化算法 (CGO) 拟合所得本构参数

Table 7 Parameters obtained from CGO

<i>A</i>	<i>B</i>	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>m</i>	<i>D</i> ₁	<i>D</i> ₂	<i>D</i> ₃	<i>D</i> ₄	<i>D</i> ₅
1101	621	1.2029	0.0124	0.6027	0.9985	0.00147	7.722	0.03196	14.2720

拟结果中最终的侵彻深度和背板凸起高度与实际靶试试验结果的对比。在着靶速度 760 m/s 的靶试试验中, 侵彻深度模拟值与实际靶试结果分别为 17.69 和 17.5 mm, 模拟值与真实值误差为 1.09%; 靶板背凸模拟值与靶试结果分别为 1.11 和 1.07 mm, 误差为 3.74%。在着靶速度 809 m/s 的靶试试验中, 侵彻深度模拟值与实际靶试结果分别为 20.07 和 20.2 mm, 模拟值与真实值误差为 0.64%; 靶板背凸模拟值与靶试结果分别为 1.81 和 1.80 mm, 误差为 0.56%。数值模拟的结果和试验值吻合良好, 侵彻深度和背凸高度的实验值与模拟值的误差均在可接受的误差范围内, 充分验证了本研究所构建的 J-C 模型的准确性和精确

性, 表明其可以准确描述该材料的动态力学行为。

2.4 靶射变形区域的显微组织分析

将弹孔从中间纵剖, 观察其剖面形貌, 典型形貌的特征见图 14, 其中弹孔区为子弹穿入靶板后的损伤区域, 弹孔周围区域为靶板接受子弹冲击后的影响区。剪切带呈现白亮带特征 (图 14b 和 14c)。弹孔附近宏观形貌没有显示明显的变形特征, 肉眼未发现明显可见的裂纹, 不过在金相显微镜下将图 14a 中红色圆圈内区域放大后, 可以观察到在弹孔周围有向外延伸的少量裂纹和大量的绝热剪切带, 在裂纹的末端可以观察到绝热剪切带, 证明裂纹的萌生是由绝热剪切带引起。还可以观察到绝热剪切带内部拉长变形的初生 α

表 8 枪击试验结果

Table 8 Gunshot test results

No.	Thickness/mm	Target speed/m·s ⁻¹	Simulated penetration depth/mm	Penetration depth/mm	Convex simulation value/mm	Convex experiment value/mm
1	21.26	760	17.69	17.5	1.11	1.07
2	21.26	809	20.07	20.2	1.81	1.80

表 9 弹靶部分材料力学模型参数

Table 9 Mechanical model parameters of some materials of missile target

Material	Basic parameter					Strength model parameter					
	$\rho_0/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	ν	<i>E</i> /GPa	<i>A</i> /GPa	<i>B</i> /GPa	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>m</i>	<i>T</i> _{melt} /K	<i>T</i> _r /K	$\dot{\epsilon}_0/\text{s}^{-1}$
Target board	4450	0.33	112	1.101	0.621	1.200	0.0124	0.6027	1853	295	1.0
Armor plate	7850	0.31	210	0.792	0.51	0.326	0.014	1.03	1811	295	5×10^{-4}

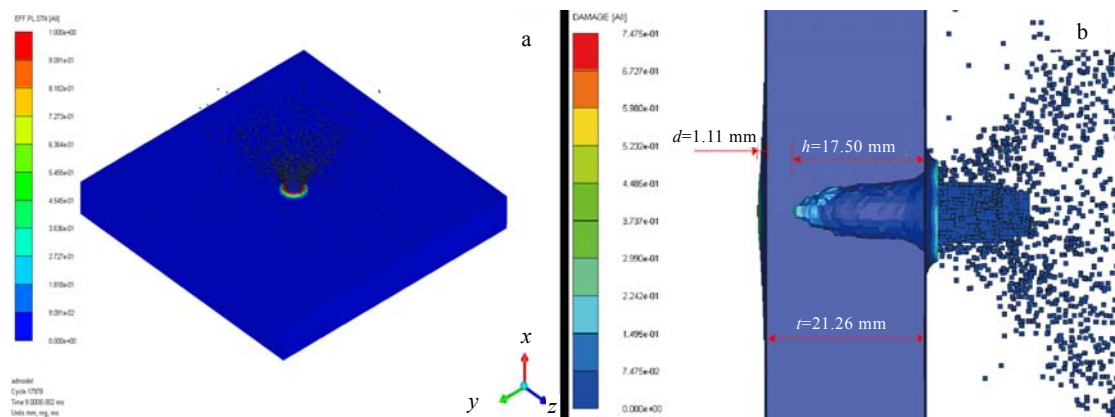


图 13 枪击试验数值模拟结果

Fig.13 Numerical simulation results of gunshot test at target touching speed of 760 m/s: (a) three-dimensional diagram of equivalent plastic strain; (b) two-dimensional diagram of bullet holes morphology

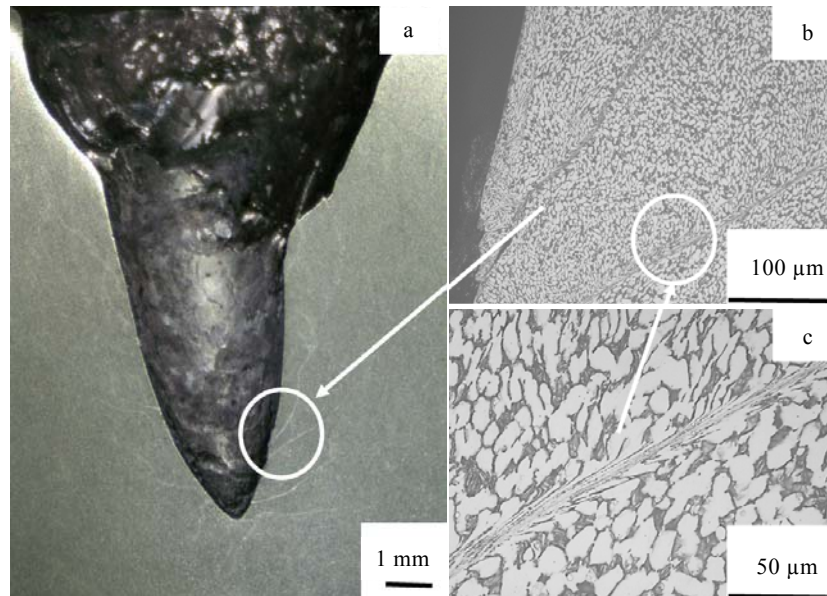


图 14 弹孔形貌和组织

Fig. 14 Morphology and microstructures of shell: (a) bullet hole; (b) crack and shear zone; (c) shear zone

相(图 14c), 初生 α 相沿着剪切带方向变形, 剪切带宽度在 5~10 μm 之间, 说明绝热剪切带内的 α 相有较强的塑性变形能力, 有利于绝热剪切带内的继续变形, 抑制绝热剪切带内裂纹的产生, 说明在高速动态冲击环境下的失效模式主要为绝热剪切。

综上所述, 本研究采用聚类全局优化法, 相比传统方法而言, 试验用钛合金材料获得的 J-C 本构参数和失效参数更精确; 通过用中国 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹对实验钛合金板的抗弹性能测试, 利用实验所得的 J-C 本构参数和失效参数, 采用商业动力学计算软件 AUTODYN 对不同速度下的枪击试验的侵彻深度和背凸值进行模拟, 模拟的各项结果与试验数据吻合度高, 表明本研究提供的聚类全局优化算法获得的本构参数准确, 可作为 J-C 本构方程参数的一种新式简便测定方法, 从靶试弹孔周围组织形貌来看, 高速动态冲击环境下的失效模式主要为绝热剪切。

3 结 论

1) 通过测定材料室温准静态、室温动态及高温准静态应力应变曲线, 采用聚类全局优化算法拟合 J-C 动态本构参数和失效参数。

2) 利用中国 53 式穿甲燃烧弹对实验钛合金板进行了抗弹性能测试, 采用商业动力学计算软件 AUTO DYN 对不同速度下的枪击试验的侵彻深度和背凸值进行模拟, 通过测量最终的侵彻深度和背板凸起高度, 并与试验值对比, 发现数值模拟的结果和试验值吻合

良好, 误差在 3.74% 以内, 进一步验证了 J-C 动态本构模型和失效模型的准确性, 可以准确描述材料的动态力学性能。

3) 裂纹的萌生是由绝热剪切带引起, 高速动态冲击环境下的失效模式主要为绝热剪切。

参考文献 References

- [1] Liu Z Q, Zhang K G. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*[J], 2011, 32(1): 2140
- [2] Jia B H, Liu S Y, Li G *et al.* *Titanium*[J], 2018, 35(5): 24
- [3] Li Yunfei(李云龙), Zeng Xiangguo(曾详国). *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2019, 29(5): 972
- [4] Timothy S P. *Acta Metallurgica*[J], 1987, 35(2): 301
- [5] Marchand A, Duffy J. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*[J], 1988, 36(3): 251
- [6] Meyers M A, Subhash G, Kad B K *et al.* *Mechanics of Materials*[J], 1994, 17(2): 175
- [7] Dodd B, Bai Y. *Materials Science and Technology*[J], 1985, 1(1): 38
- [8] Grady D E. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*[J], 1992, 40(6): 1197
- [9] Ouyang S H, Liu B, Liu Y *et al.* *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*[J], 2019, 29(6): 1252
- [10] Tao Z J, Fan X G, Yang H *et al.* *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*[J], 2018, 28(2): 298

- [11] Cheng Xingwang(程兴旺), Sun Kun(孙 坤), Wang Fuchi(王富耻). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2008, 37(10): 1756
- [12] Zheng C, Wang F C, Cheng X W *et al. Materials Science & Engineering A*[J], 2016, 658: 60
- [13] Zheng C, Wang F C, Cheng X W *et al. International Journal of Impact Engineering*[J], 2015, 85: 161
- [14] Ali T, Wang L, Cheng X W *et al. Materials Letters*[J], 2019, 236: 163
- [15] Cheng Xingwang(程兴旺), Sun Kun(孙 坤), Zi Xingfa(自兴发) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2010, 39(10): 2173
- [16] Wang Bingfeng(汪冰峰), Yang Yang(杨 扬). *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2007, 17(11): 1767
- [17] Ren Y, Wang F C, Wang S Y *et al. Materials Science & Engineering A*[J], 2013, 562: 137
- [18] Ren Y, Xue Z Y, Yu X D *et al. International Journal of Impact Engineering*[J], 2017, 111: 77
- [19] Zhang Jing, Tan Chengwen, Ren Yu *et al. Transactions of Nonferrous Metals Society of China*[J], 2011, 21(2): 2396
- [20] Sun K, Yu X D, Tan C W *et al. Materials Science & Engineering A*[J], 2014, 595: 247
- [21] Chen Gang, Chen Zhongfu. *Journal of Experimental Mechanics*[J], 2005, 20(4): 605
- [22] Liu Xuyang(刘旭阳). *Thesis for Master*(硕士论文)[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2010
- [23] Zhou Lin(周 琳). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2019
- [24] Zhang Xuemin(张雪敏), Cao Fuyang(曹富洋), Yue Hongyan(岳宏彦). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2013, 42(5): 937
- [25] Chang Le(常 乐), Zhou Changyu(周昌玉), Peng Jian(彭 剑) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2017, 46(7): 1803
- [26] Yu Qiujing(俞秋景), Liu Junhe(刘军和), Zhang Weihong(张伟红) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2013, 42(5): 937
- [27] Huang Zhipeng(黄志鹏). *Thesis for Master*(硕士论文)[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2014
- [28] Gao L H, Lemarchand F, Lequime M. *Advances in Optical Thin Films IV*[J], 2011, 1: 8168
- [29] Himmelblau D M. *Applied Nonlinear Programming*[M]. New York: McGraw Hill, 1972
- [30] Lv Y F, Meng X J, Li S K. *Development and Application of Materials*[J], 2010, 25(4): 28
- [31] Lu Zheng(陆 政). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Changsha: Hunan University, 2017
- [32] Xiong Yunsen(熊运森), Wang Xixi(王茜茜), Xiang Wei(向伟) *et al. Journal of Plasticity Engineering*(塑性工程学报)[J], 2017, 24(3): 184

High-Precision Analysis of J-C Dynamic Constitutive Parameters of Ti Alloy and Its Ballistic Performance

Hao Fang^{1,3}, Zhao Pingluo², Mao Youchuan^{1,3}, Zhang Fan⁴, Cheng Haisheng³, Du Yuxuan³, Wang Kaixuan³, Liu Xianghong³, Feng Yong^{1,3}

(1. Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710012, China)

(2. School of Materials Science and Engineering, Beijing Institute of Technology, Beijing 100083, China)

(3. Western Superconducting Technologies Co., Ltd, Xi'an 710018, China)

(4. School of Civil Engineering and Architecture, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China)

Abstract: Using the software “J-C constitutive parameter and damage model parameter measurement system of materials”, J-C dynamic constitutive parameters of a near α Ti alloy was obtained by clustering global optimization (CGO) method, which avoids the large amount of calculation and complexity of traditional measurement methods and shortcoming of not being able to capture parameter relevance. Through the anti-elasticity test of the titanium alloy target plate, using the J-C constitutive parameters, the commercial dynamics calculation software AUTODYN was used to complete the simulation of the shooting test. The simulation results are in good agreement with the test data, which verifies accuracy and precision of the J-C dynamic parameters. Bullet hole microstructure analysis show that adiabatic shear bands can be observed at the ends of the cracks, which proves that the initiation of cracks is caused by adiabatic shear bands, indicating that the failure mode under the high-speed impact dynamic environment is mainly adiabatic shear.

Key words: Ti alloy; CGO; J-C constitutive equation; ballistic performance

Corresponding author: Du Yuxuan, Ph. D., Western Superconducting Technologies Co., Ltd, Xi'an 710018, P. R. China, E-mail: eason@c-wst.com