



基于修正 Johnson-Cook 模型的钛合金 热黏塑性动态本构关系及有限元模拟

李云飞^{1,2}, 曾祥国¹, 廖 异¹

(1. 四川大学 建筑与环境学院, 成都 610065;
2. 中国工程物理研究院 总体工程研究所, 绵阳 621999)

摘 要: 为了准确描述钛合金在高应变率、高温载荷下的热粘塑性本构行为, 以及因材料内部出现绝热剪切带而导致材料流变应力减小的定量关系, 构造功热转换系数 β 与应变率 $\dot{\epsilon}$ 之间的函数关系, 提出一种基于修正 Johnson-Cook 模型的钛合金热粘塑性动态本构关系, 并通过以最小二乘法为目标函数的局部搜索优化算法, 对基于实验数据的本构参数进行快速优化识别。最后利用应力补偿更新算法, 通过显式用户子程序 VUMAT 将热黏塑性本构模型嵌入 ABAQUS 软件中, 得到 Ti-6Al-4V 钛合金在不同应变率、温度条件下的单轴动态应力-应变曲线。数值模拟结果与实验数据吻合良好, 表明该修正模型能准确描述钛合金高应变率下的热黏塑性变形, 可适用于各种应变率下钛合金本构行为的描述。

关键词: Ti-6Al-4V; 热黏塑性; 修正 Johnson-Cook 模型; 用户子程序 VUMAT

文章编号: 1004-0609(2017)-07-1419-07

中图分类号: TG113.25

文献标志码: A

钛合金具备密度小、比强度高及耐腐蚀与耐热性能优异等特点, 被广泛应用于航空航天、船舶、化工及兵器工业等领域^[1]。随着科学技术的迅猛发展, 这些工业化领域对材料的要求越来越高, 先进钛合金也逐步向具有高断裂韧性和低裂纹扩展速率的损伤容限型钛合金方向发展。在材料性能方面, 诸多研究发现钛合金在高应变率和准静态载荷下的力学性能存在显著差异^[2-6]。

目前, 常用的金属材料动态本构模型主要为两类^[7-9], 一类是唯象经验型本构模型, 如 Johnson-Cook 模型等; 另一类是从材料的微观变形机制出发, 称为物理本构模型。Johnson-Cook 模型因形式简单、各参数含义明确、参数较少且容易通过试验拟合等优点已被 LS/DYNA、MSC/DYTRAN、ABAQUS/EXPLICIT 等软件用于动力学有限元分析。但 KHAN 等^[10]研究发现, Johnson-Cook 模型对钛合金动态拉伸行为的拟合能力较差。在高应变率下钛合金表现出热黏塑性, 其内部绝热温升成为影响其本构关系的重要因素, 而温度的升高降低了应变、应变率的强化作用, 反过来, 强化作用的减弱又减缓了温度的上升。Johnson-Cook 模型无法描述温度、应变、应变率三者互相作用、互

相影响的复杂现象。

张长清等^[11]通过 Hopkinson 压杆试验拟合得到 TC4 钛合金在不同应变率与绝热温升的关系曲线, 并对 Johnson-Cook 模型温度项进行改进得到室温下材料的动态塑性本构方程, 但该本构无法描述高应变率下的热黏塑性行为。杨扬等^[12]引入材料应力-应变曲线发展趋势项提出一种拟合 Johnson-Cook 方程的简便方法, 避免了对相对不稳定的材料绝热温升值的估算。俞秋景等^[13]将应变速率硬化系数修改为随温度和应变速率变化的量对 Johnson-Cook 方程进行改进, 考虑了 Inconel625 合金考虑了温度、应变和应变速率对流变应力的交互影响。成生伟等^[14]令温度软化系数 $m=1$ 求解出绝热温升项的简单解, 进而修正 Johnson-Cook 模型得到电铸 Ni-W 合金高应变率下的动态响应。上述修正 Johnson-Cook 模型无法较好地描述钛合金热黏塑性的流变应力特征, 并且部分本构方程改进后形式较复杂, 无法通过用户子程序接口导入有限元软件中。

本文作者基于 Ti-6Al-4V 钛合金在不同应变率、温度下的流变应力-塑性应变实验数据, 构造了功热转换系数 β 与应变率 $\dot{\epsilon}$ 之间的函数关系^[15], 提出一种基于修正 Johnson-Cook 模型的钛合金热黏塑性动态本

构关系,并通过以最小二乘法为目标函数的局部搜索优化算法,对基于实验数据的本构参数进行快速优化识别,构建出可准确描述热黏塑性行为的动态本构方程。利用应力补偿更新算法,通过显式用户子程序 VUMAT 将热黏塑性本构模型嵌入 ABAQUS 中,得到不同应变率、温度条件下的数值模拟结果,与实验数据对比可验证修正本构模型的适用性以及子程序的准确性。

1 修正本构模型

Johnson-Cook 模型能够反映应变硬化、应变率硬化和温度软化效应,其流变应力-塑性应变表达式为

$$\sigma^p = [A + B(\varepsilon^p)^{n_0}][1 + C \ln(\dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}^*)][1 - (\frac{T - T_r}{T_m - T_r})^m] \quad (1)$$

式中: A 、 B 、 n_0 、 C 、 m 为本构参数; σ^p 为流变应力; ε^p 为塑性应变; $\dot{\varepsilon}$ 为实际应变率; $\dot{\varepsilon}^*$ 为参考应变率,通常取为 1 s^{-1} ; T 为试验温度; T_r 为参考温度,通常取为室温; T_m 为材料的熔点温度。

在静态($\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^{-8} \sim 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$)、准静态($\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^{-5} \sim 0.1 \text{ s}^{-1}$)及中应变率($\dot{\varepsilon} = 0.1 \sim 10 \text{ s}^{-1}$)加载条件下,钛合金未表现出明显的热黏塑性,JC 模型能较好地拟合其本构关系。但在高应变率($\dot{\varepsilon} = 1 \times 10^2 \sim 1 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$)下,钛合金材料高速变形可视为绝热过程,其内部绝热温升成为影响本构关系的重要因素,而温度的升高降低了应变、应变率的强化作用,反过来强化作用的减弱又减缓了温度的上升,三者已成为互相作用、影响的 3 个因素^[1]。因此,必须对 Johnson-Cook 模型进行修正以描述温度、应变、应变率三者的相互影响。在高速变形过程,钛合金材料内部绝热温升 ΔT 与流变应力改变量 $\Delta \sigma^p$ 由式(2)、(3)得到^[2]:

$$\Delta T = \frac{\beta}{\rho c_p} \int_{\varepsilon_1^p}^{\varepsilon_2^p} \sigma^p(\varepsilon^p) d\varepsilon^p \quad (2)$$

$$\Delta \sigma^p = \left(\frac{\partial \sigma^p}{\partial T} \right)_{\varepsilon, \dot{\varepsilon}} \Delta T \quad (3)$$

式中: β 为功热转换系数(绝热状态下 $\beta=1$); ρ 为材料密度; c_p 为定压比热容。

根据功热转换原理,外力对材料拉伸所做的功会转换为热能,其一部分会耗散到自然界中,另一部分会使材料自身温度升高。但在低应变率下,由于材料拉伸速度缓慢,材料温度与外界温度能充分进行热传递,故外力对材料所做的功并不会使材料内部温度明

显升高,即:当 $\dot{\varepsilon} \rightarrow 0$ 时, $\beta \rightarrow 0$;而在高应变率下,材料被快速拉伸,由外力功转换的热能来不及与外界温度充分进行热传递,故材料内部温度会明显升高,即 β 随 $\dot{\varepsilon}$ 的增大而增大,当 $\dot{\varepsilon} \rightarrow \infty$ 时, $\beta \rightarrow 1$ (当 $\beta=1$ 则为绝热状态)。因此,构造满足上述 β 与 $\dot{\varepsilon}$ 关系的函数表达式为

$$\begin{cases} \beta(\dot{\varepsilon}) = 1 + k_a \exp[k_b \ln(\dot{\varepsilon}_e^* + 1)] - \\ (1 + k_a) \exp[k_c \ln(\dot{\varepsilon}_e^* + 1)] \\ -1 < k_a < 0, k_b < 0, k_c < 0 \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_e^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲应变率; k_a 、 k_b 、 k_c 为应变率敏感本构参数,需要通过实验确定。

令 $K = \frac{1}{\rho c_p} (\partial \sigma^p / \partial T)$, 则在高应变率下,修正的

Johnson-Cook 模型为

$$\begin{cases} \sigma^p = [A + B(\varepsilon^p)^{n_0}][1 + C \ln \dot{\varepsilon}_e^*](1 - T^{*m}) \\ \Delta \sigma^p = K \{ [1 + k_a \exp[k_b \ln(\dot{\varepsilon}_e^* + 1)] - \\ (1 + k_a) \exp[k_c \ln(\dot{\varepsilon}_e^* + 1)]] \int_0^{\varepsilon^p} \sigma^p(\varepsilon^p) d\varepsilon^p \\ \tilde{\sigma}^p = \sigma^p + \Delta \sigma^p \end{cases} \quad (5)$$

式中: $\tilde{\sigma}^p$ 为不考虑钛合金热黏塑性时采用经典 Johnson-Cook 模型计算的流变应力; $\Delta \sigma^p$ 为钛合金在热黏塑性下因内部温升引起的流变应力改变量。

2 本构参数优化识别

根据实验数据,按以下步骤确定修正 Johnson-Cook 模型的各待定本构参数:

1) 不考虑应变率硬化和温度软化时,经典 Johnson-Cook 模型可简化为

$$\sigma^p = A + B(\varepsilon^p)^{n_0} \quad (6)$$

当 $\varepsilon^p = 0$ 时, A 即为材料的屈服强度,可从实验曲线中直接读出,记 $A = \tilde{A}$ 。则方程(6)可改写为 $\sigma^p - \tilde{A} = B(\varepsilon^p)^{n_0}$, 对其两边取自然对数可得

$$\ln(\sigma^p - \tilde{A}) = \ln B + n_0 \ln(\varepsilon^p) \quad (7)$$

在对数坐标系下,式(7)为线性方程,可用最小二乘法对实验曲线作线性拟合,求得 B 、 n_0 , 记 $B = \tilde{B}$, $n_0 = \tilde{n}_0$ 。

2) 仅考虑应变硬化和应变率硬化时,经典 Johnson-Cook 模型可简化为

$$\sigma^p = [\tilde{A} + \tilde{B}(\varepsilon^p)^{\tilde{n}_0}][1 + C \ln \dot{\varepsilon}_e^*] \quad (8)$$

式(8)中仅含待定本构参数 C 。可对不同应变率下获得的实验数据分别拟合 C , 再通过取平均值的方法最终确定出 $C = \bar{C}$ 。

3) 在中应变率及以下加载条件, $\beta(\dot{\varepsilon}) \approx 0$ 可忽略钛合金的热黏塑性, 则本构模型可写为

$$\sigma^p = [\tilde{A} + \tilde{B}(\varepsilon^p)^{\tilde{n}_0}](1 + \tilde{C} \ln \dot{\varepsilon}_e^*)(1 - T^{*\tilde{m}}) \quad (9)$$

式(9)中仅含待定本构参数 m 。可对非常温下的各组实验数据分别拟合 m , 再通过取平均值的方法最终确定出 $m = \tilde{m}$ 。

4) 此时, 经典 Johnson-Cook 模型的 5 个本构参数已全部确定, 方程为

$$\tilde{\sigma}^p(\varepsilon^p) = [\tilde{A} + \tilde{B}(\varepsilon^p)^{\tilde{n}_0}](1 + \tilde{C} \ln \dot{\varepsilon}_e^*)(1 - T^{*\tilde{m}}) \quad (10)$$

以 $\dot{\varepsilon} < 1 \times 10^1 \text{ s}^{-1}$ 的所有实验数据点 $(\varepsilon_i^p, \sigma_i^p)$ ($i=1, 2, \dots, n$) 为参照, 以最小二乘法为目标函数, 对上述已确定的本构参数作局域搜索优化, 以提高拟合精度。其局部搜索优化的数学模型可表示为

$$\begin{cases} \text{obj: } \min W(\mathbf{X}) = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\sigma^p(\varepsilon_i^p) - \sigma_i^p)^2} \\ \mathbf{X} = [A, B, n_0, C, m]^T \\ \text{s.t.: } \tilde{X}_i \times (1 - \alpha) \leq X_i \leq \tilde{X}_i \times (1 + \alpha) \\ \Delta X_i = \tilde{X}_i \times \beta \end{cases} \quad (11)$$

式中: $W(\mathbf{X})$ 为目标函数; $\mathbf{X}$ 为离散设计变量; α 为各离散设计变量的局域搜索范围, 一般取 10%~50%; ΔX_i 为各离散设计变量的搜索间隔, 一般取 $\beta = 1\% \times \alpha$ 。优化完毕后, 用最优化离散设计变量 $\mathbf{X}_{\text{opt}}$ 更新经典 JC 模型的 5 个本构参数 $\tilde{A}$ 、 $\tilde{B}$ 、 $\tilde{n}_0$ 、 $\tilde{C}$ 、 $\tilde{m}$ 。

5) 当 $\dot{\varepsilon} > 1 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ 时, $\beta(\dot{\varepsilon}) \neq 0$, 需要考虑钛合金的热黏塑性, 修正的 Johnson-Cook 模型为

$$\begin{cases} \sigma^p = [\tilde{A} + \tilde{B}(\varepsilon^p)^{\tilde{n}_0}](1 + \tilde{C} \ln \dot{\varepsilon}_e^*)(1 - T^{*\tilde{m}}) \\ \Delta \sigma^p = K \{1 + k_a \exp[k_b \ln(\dot{\varepsilon}_e^* + 1)] - (1 + k_a) \exp[k_c \ln(\dot{\varepsilon}_e^* + 1)]\} \int_0^{\varepsilon^p} \sigma^p(\varepsilon^p) d\varepsilon^p \\ \tilde{\sigma}^p = \sigma^p + \Delta \sigma^p \end{cases} \quad (12)$$

此时, 式(12)中含有的待定本构参数有 k_a 、 k_b 、 k_c 、 K 。以 $\dot{\varepsilon} > 1 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ 的所有实验数据点 $(\varepsilon_i^p, \sigma_i^p)$ ($i=1, 2, \dots, n$) 为参照, 以最小二乘法为目标函数, 可同样采用式(11)所示的搜索方法确定出本构参数 $k_a = \tilde{k}_a$, $k_b = \tilde{k}_b$, $k_c = \tilde{k}_c$, $K = \tilde{K}$ 。至此, 修正 Johnson-Cook 模型中的 9 个本构参数已全部确定。

采用文献[10]中的实验数据, 通过式(11)所示搜索优化方法, 得到 Ti-6Al-4V 钛合金修正 Johnson-Cook 模型中的 9 个本构参数优化结果如表 1 所示。

表 1 修正 Johnson-Cook 模型中 Ti-6Al-4V 钛合金的本构参数

Table 1 Constitutive parameters of modified Johnson-Cook model for Ti-6Al-4V alloy

A/MPa	B/MPa	n_0	C	m	k_a	k_b	k_c	K
1082	1063	0.621	0.013	0.7733	-0.22	-0.27	-0.28	-1

相比 Johnson-Cook 模型, 修正模型的形式不便于通过 VUMAT 用户子程序进行编程, 因此, 将式(12)中的第一式代入第二式中进行求解, 同时代入各本构参数的优化值, 则 Ti-6Al-4V 钛合金的动态本构方程为

$$\begin{cases} \sigma^p = [1082 + 1063(\varepsilon^p)^{0.621}](1 + 0.013 \ln \dot{\varepsilon}) \cdot [1 - (\frac{T - 296}{1933 - 296})^{0.7733}] \\ \beta(\dot{\varepsilon}) = -\{1 - 0.22 \exp[-0.27 \ln(\dot{\varepsilon} + 1)] - (1 - 0.22) \exp[-0.28 \ln(\dot{\varepsilon} + 1)]\} \\ \Delta \sigma^p = \beta(\dot{\varepsilon}) [1082 \varepsilon^p + \frac{1063}{1 + 0.621} (\varepsilon^p)^{0.621}] \cdot (1 + 0.013 \ln \dot{\varepsilon}) [1 - (\frac{T - 296}{1933 - 296})^{0.7733}] \\ \tilde{\sigma}^p = \sigma^p + \Delta \sigma^p \end{cases} \quad (13)$$

3 有限元模拟方法

3.1 VUMAT 与应力补偿更新算法

为了将本实验中 Ti-6Al-4V 钛合金修正 Johnson-Cook 动态本构模型应用于有限元计算, 本文作者基于 ABAQUS 有限元软件进行了二次开发。ABAQUS 提供了 FORTRAN 语言编写的专门用于定义材料模型的用户子程序接口, 分别是 UMAT 和 VUMAT。二者的数据结构是相似的, 主要不同之处在于 UMAT 中需要形成 Jacobian 矩阵, 即应力增量对应变增量的变化率, 而在 VUMAT 中则不要求 Jacobian 矩阵, 此外在子程序与主程序的接口处二者也有细微差别。

本研究中采用显式用户材料子程序 VUMAT 接口对修正 Johnson-Cook 模型进行定义, 适用于冲击、高速率应变等瞬时载荷下的结构响应有限元模拟, 可有效减少计算时间, 提高计算效率。应力张量更新算法的选择是 VUMAT 子程序编写过程中的核心问题。传统黏塑性应力更新算法中若材料点已进入塑性变形阶段, 则应变增量由弹性部分和黏塑性部分组成 ($\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon_e + \Delta \varepsilon_{ep}$), 弹性部分应力增量由广义 Hooke

定律得 $\Delta\sigma_e = D_e : \Delta\varepsilon_e$ ，黏塑性部分应力增量为 $\Delta\sigma_{ep} = \int D_{ep} d\varepsilon$ (14)

式中： D_{ep} 为黏塑性张量，且 $D_{ep} = D_e - D_p$ ， D_e 为弹性张量， D_p 为塑性张量。塑性变形阶段的应力增量为 $\Delta\sigma_e$ 与 $\Delta\sigma_{ep}$ 之和。该算法中每一增量步必须首先对 D_{ep} 进行迭代更新，计算量大效率低，且易累计误差，影响计算结果精度。

本实验中采用基于弹性张量的应力补偿更新算法^[16-17]，算法原理如图1所示。首先判断当前状态下材料点是否屈服，若屈服则应变增量 $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p$ 。假定应变张量全为弹性的，由广义 Hooke 定律计算试探应力增量 $\Delta\sigma^{\text{trial}} = D_e : \Delta\varepsilon$ 以及试探应力 $\sigma_{t+\Delta t}^{\text{trial}} = \sigma_t^{\text{trial}} + \Delta\sigma^{\text{trial}}$ ，然后在试探应力的基础上减去多算的塑性应变增量对应的应力增量部分，对试探应力进行负补偿。即

$$\sigma_{t+\Delta t} = \sigma_{t+\Delta t}^{\text{trial}} - D_e : \Delta\varepsilon_p \quad (15)$$

由式(15)可知，该算法没有迭代积分，计算中只需要恒定的弹性张量 D_e ，可以显著减小计算量，提高计算效率。

3.2 修正模型的 VUMAT 开发

ABAQUS 用户子程序 VUAMT 的接口提供了依赖于结果的状态变量，用于存储在计算时用户定义的需要不断更新的状态变量。实现 Ti-6Al-4V 钛合金修

正 Johnson-Cook 模型的子程序计算步骤如下，其计算流程如图2所示。具体如下：1) 从 ABAQUS 子程序接口读入本增量步的应变增量 $\Delta\varepsilon$ ，增量步开始时的应力张量 σ_t 和等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}_t$ ；2) 计算试探应力 $\sigma_{t+\Delta t}^{\text{trial}} = \sigma_t + D_e : \Delta\varepsilon$ ；3) 调用子程序，计算初始流变应力 σ_f ；4) 将试探应力代入屈服准则，判断是否屈服；5) 若没有屈服，则 $\sigma_{t+\Delta t} = \sigma_{t+\Delta t}^{\text{trial}}$ 转到(8)；6) 如果发生屈服，计算本增量步的塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_p$ ，采用径向返回应力补偿算法更新本增量步结束时的应力；7) 更新内能，塑性功，等效塑性应变及各状态变量的值；8) 结束，返回主程序。

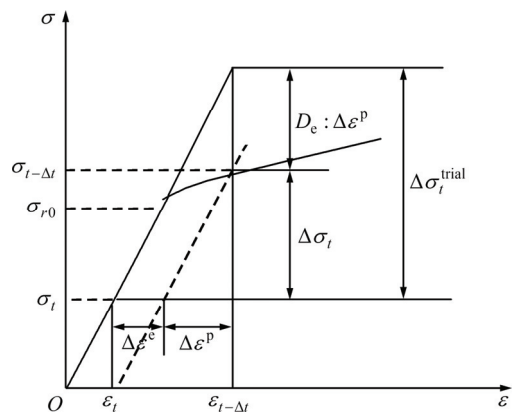


图1 应力补偿更新算法示意图

Fig. 1 Schematic diagram of stress compensation updating algorithm

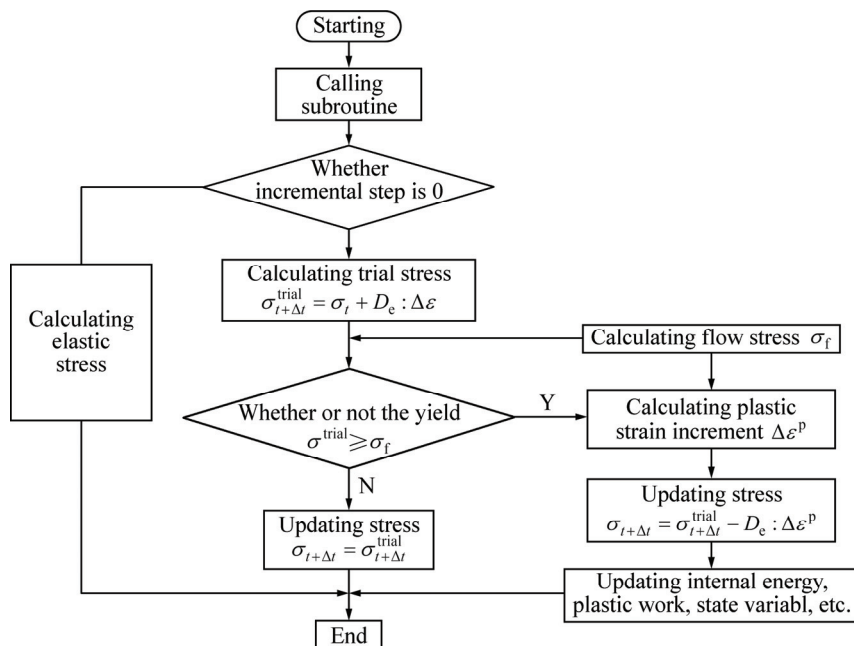


图2 VUMAT 子程序计算流程图

Fig. 2 Program flow diagram of VUMAT subroutine

4 模拟结果与讨论

基于应力补偿更新方法, 按照 ABAQUS 用户子程序接口规范, 通过 FORTRAN 语言编写 Ti-6Al-4V 修正 Johnson-Cook 模型的 VUMAT 用户子程序, 本构参数采用表 1 中的优化识别结果。考虑到材料行为与结构形态无关, 本文作者采用单个八节点六面体等参元(C3D8R)计算 Ti-6Al-4V 钛合金在单轴加载条件下的动态响应。

为验证修正 Johnson-Cook 模型对热黏塑性变形的适用性, 通过 ABAQUS 有限元软件首先模拟了 Ti-6Al-4V 钛合金在常温($T=296\text{ K}$)下, 低应变率与中、高应变率时的应力应变曲线, 并与经典 Johnson-Cook 模型的预测结果对比如图 3(a)和(b)所示。由图 3 可知, 修正模型在低率时与经典模型预测结果保持一致, 在中、高应变率时二者结果随应变而逐渐偏离, 修正模型出现流变应力下降现象。

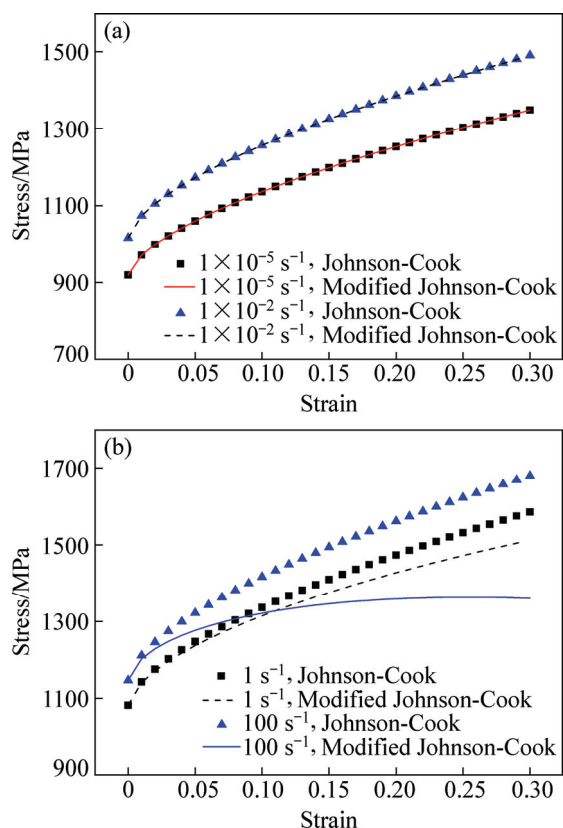


图 3 不同应变率下修正 Johnson-Cook 模型结果与经典模型预测结果对比

Fig. 3 Comparison between modified Johnson-Cook model and classical model under different strain rates: (a) Low strain rate; (b) Medium-high strain rate

修正 Johnson-Cook 模型在中应变率及以下不同载荷情况的模拟结果与文献[10]实验数据的比较如图 4 和 5 所示。图 4 所示为常温($T=296\text{ K}$)下 $\dot{\epsilon}$ 分别为 1×10^{-5} 、 1×10^{-3} 、 $1 \times 1 \text{ s}^{-1}$ 时, Ti-6Al-4V 钛合金应力-应变曲线的实验和模拟数据对比。图 5 所示为准静态($\dot{\epsilon}=1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$)下温度 T 分别为 755、588、422 K 时, Ti-6Al-4V 钛合金应力-应变曲线的实验和模拟数据对比。由图 4 和 5 可知, 修正的 Johnson-Cook 模型在中应变率及以下($\dot{\epsilon} < 1 \times 10^1 \text{ s}^{-1}$)加载条件的有限元模拟结果与实验数据吻合良好, 该模型可准确描述 Ti-6Al-4V 钛合金的本构关系。

最后对 Ti-6Al-4V 钛合金高应变率($\dot{\epsilon} > 1 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$)范围的不同应变率、温度、(998 K、 3700 s^{-1} ; 798 K、 3100 s^{-1} ; 598 K、 2700 s^{-1} ; 296 K、 3378 s^{-1} ; 296 K、 1900 s^{-1})下的动态响应进行了有限元模拟, 模拟结果

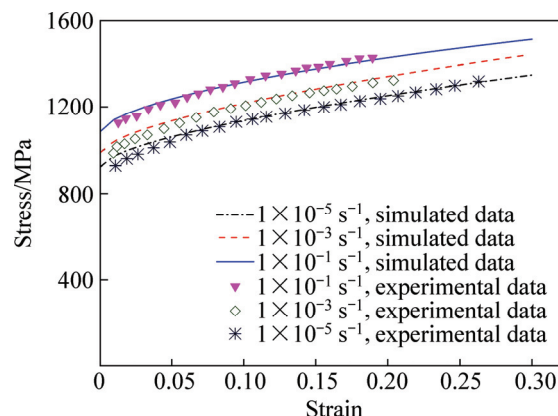


图 4 常温下不同应变率时的实验与模拟数据对比

Fig. 4 Comparison between simulation and experimental data of Ti-6Al-4V alloy under different strain rates at room temperature

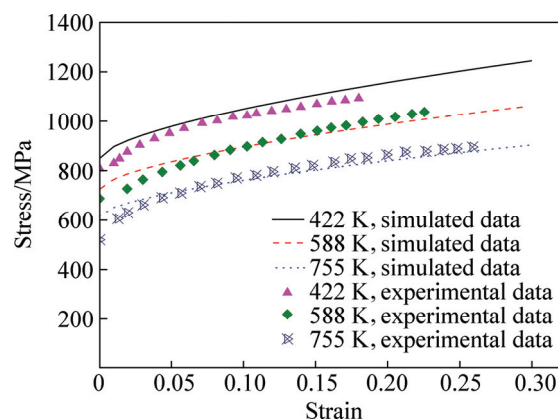


图 5 准静态下不同温度时的实验与模拟数据对比

Fig. 5 Comparison between simulation and experimental data of Ti-6Al-4V alloy under different temperatures at quasi-static case

与文献[10]实验数据应力-应变曲线对比如图6所示。

由图6可知,修正Johnson-Cook模型在高率下($\dot{\varepsilon} > 1 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$)的模拟结果与实验数据同样吻合良好。在相同温度($T=296 \text{ K}$)下,随着塑性应变的增大,Ti-6Al-4V钛合金在高应变率($\dot{\varepsilon}=3378 \text{ s}^{-1}$)下流应力的变化梯度比低应变率($\dot{\varepsilon}=1900 \text{ s}^{-1}$)下流应力的变化梯度更平缓,表明该模型对描述高应变率下所表现出的热黏塑性行为同样适用。

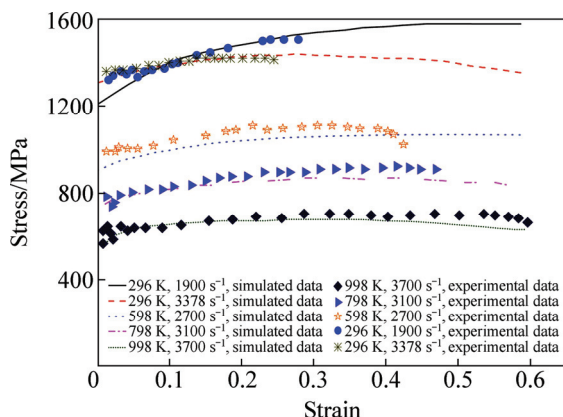


图6 不同温度高应变率下 Ti-6Al-4V 的实验与模拟数据对比

Fig. 6 Comparison between simulation and experimental data of Ti-6Al-4V alloy under different temperatures and strain rates

5 结论

1) 通过构造功热转换系数与应变率的函数关系,建立的修正Johnson-Cook模型适用于不同应变率下的Ti-6Al-4V钛合金本构行为描述,特别是高应变率下出现的热黏塑性变形行为。

2) 采用最小二乘法为目标函数的局部搜索优化算法,对基于实验数据的本构参数进行快速优化识别,并利用应力补偿更新算法,通过显式用户子程序VUMAT将热黏塑性本构模型嵌入ABAQUS中,得到Ti-6Al-4V钛合金在不同应变率、温度条件下的数值模拟结果与实验数据吻合良好,验证子程序的准确性与适用性。

3) 在高应变率下,Ti-6Al-4V钛合金表现出热黏塑性,材料内部绝热温升成为影响其本构关系的重要因素。根据本研究的模拟结果,在相同的外部温度下,随着塑性应变的增大,Ti-6Al-4V钛合金在高应变率下流变应力的变化梯度比低应变率下流变应力的变化梯度更平缓,建立的修正Johnson-Cook模型能够较准确描述钛合金在高应变率下的热黏塑性行为。

REFERENCES

- [1] 曹春晓. 选材判据的变化与高损伤容限钛合金的发展[J]. 金属学报, 2002, 38(增刊): 4-11.
CAO Chun-xiao. Change of material selection criterion and development of high damage-tolerant titanium alloy[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2002, 38(Supple): 4-11.
- [2] 徐天平, 王礼立, 卢维娟. 高应变率下钛合金 Ti-6Al-4V 的热黏塑性特性和绝热剪切变形[J]. 爆炸与冲击, 1987, 7(1): 1-8.
XU Tian-ping, WANG Li-li, LU Wei-xian. The thermo-viscoplasticity and adiabatic shear deformation for a titanium alloy Ti-6Al-4V under high strain rates[J]. Explosion and Shock Waves, 1987, 7(1): 1-8.
- [3] 宫旭辉. 高温环境下 $\alpha+\beta$ 钛合金的动态拉伸力学行为一测试、分析与表征[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2010.
GONG Xu-hui. Dynamic tensile behavior of $\alpha+\beta$ titanium alloy at elevated temperatures—Test, analysis and description[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2010.
- [4] MAJORELL A, STRIVATSA S, PICU R C. Mechanical behavior of Ti-6Al-4V at high and moderate temperatures—Part I: Experimental results[J]. Materials Science and Engineering A, 2002, 326(2): 297-305.
- [5] LEE W S, LIN C F. Plastic deformation and fracture behavior of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures [J]. Materials Science and Engineering A, 1998, 241(1): 48-59.
- [6] CHIOU S T, TSAI H L, LEE W S. Impact mechanical response and micro structural evolution of Ti Alloy under various temperatures[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(5): 2282-2294.
- [7] GAO C Y, ZHANG L C. Constitutive modeling of plasticity of fcc metals under extremely high strain rates[J]. International Journal of Plasticity, 2012, 32(5): 121-133.
- [8] KHAN A S, LIU H. Variable strain rate sensitivity in an aluminum alloy: Response and constitutive modeling[J]. International Journal of Plasticity, 2012, 36(9): 1-14.
- [9] 周霞, 赵昌美, 李利, 黄宏军. 基于 SPHB 实验的挤压 AZ91D 镁合金动态力学行为数值模拟[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(8): 1968-1975.
ZHOU Xia, ZHAO Chang-mei, LI Li, HUANG Hong-jun. Numerical simulation of dynamic behavior of extruded AZ91D magnesium alloy based on SPHB experiment[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(8): 1968-1975.
- [10] KHAN A S, SUH Y S, KAZMI R. Quasi-static and dynamic loading responses and constitutive modeling of titanium alloys[J]. International Journal of Plasticity, 2004, 20(12): 2233-2248.
- [11] 张长清, 谢兰生, 陈明和, 商国强. 高应变率下 TC4-DT 钛合金的动态力学性能及塑性本构关系[J]. 中国有色金属学报, 2015, 25(2): 323-329.

- ZHANG Chang-qing, XIE Lan-sheng, CHEN Ming-he, SHANG Guo-qiang. Dynamic mechanical property and plastic constitutive relation of TC4-DT Ti alloy under high strain rate[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2015, 25(2): 323–329.
- [12] 杨 扬, 曾 毅, 汪冰峰. 基于 Johnson-Cook 模型的 TC16 钛合金动态本构关系[J]. 中国有色金属学报, 2008, 18(3): 505–510.
- YANG Yang, ZENG Yi, WANG Bing-feng. Dynamic constitutive relationship of TC16 titanium alloy based on Johnson-Cook model[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2008, 18(3): 505–510.
- [13] 俞秋景, 刘军和, 张伟红, 于连旭, 刘 芳, 孙文儒, 胡壮麒. Inconel 625 合金 Johnson-Cook 本构模型的一种改进[J]. 稀有金属材料与工程, 2013, 42(8): 1679–1684.
- YU Qiu-jing, LIU Jun-he, ZHANG Wei-hong, YU Lian-xu, LIU Fang, SUN Wen-ru, HU Zhuang-qi. Modification of Johnson-Cook model for hot deformation behavior of Inconel 625 alloy[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2013, 42(8): 1679–1684.
- [14] 成生伟, 田文怀. 电铸 Ni-W 合金高应变率下流变应力特征[J]. 兵器材料科学与工程, 2012, 35(3): 34–38.
- CHENG Sheng-wei, TIAN Wen-huai. Flow stress characteristics of electroformed Ni-W alloy at high strain rates[J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2012, 35(3): 34–38.
- [15] 曾祥国, 盛 鹰, 韩梯信, 陈 军, 陈华燕. 考虑热粘塑性钛合金动态本构关系及其实验验证[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2014, 46(6): 152–157.
- ZENG Xiang-guo, SHENG Ying, HAN Ti-xin, CHEN Jun, CHEN Hua-yan. Dynamic constitutive relation considering thermo viscoplasticity for titanium alloy and experimental verification[J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2014, 46(6): 152–157.
- [16] GAO C Y. FE realization of thermo-visco-plastic constitutive models using vumat in abaqus/explicit program[C]//Proceedings of Computational Mechanics. Beijing: Tsinghua University Press & Springer, Computation and Mechanics, 2007: 623–628.
- [17] 孙河洋, 马吉胜, 生龙波, 刘海平, 吴大林. 某型铜材料动态力学性能的数值模拟研究[J]. 军械工程学院学报, 2011, 23(5): 75–78.
- SUN He-yang, MA Ji-sheng, SHENG Long-bo, LIU Hai-ping, WU Da-lin. Study on the numerical simulation of a Cu material's dynamic mechanical property[J]. Journal of Ordnance Engineering College, 2011, 23(5): 75–78.

Thermal-viscoplastic constitutive relation of Ti-6Al-4V alloy and numerical simulation by modified Johnson-Cook modal

LI Yun-fei^{1, 2}, ZENG Xiang-guo¹, LIAO Yi¹

(1. College of Architecture and Environment, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. Institute of Systems Engineering, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621999, China)

Abstract: In order to accurately describe the thermo viscoplasticity constitutive behavior of titanium alloy under high strain rate and elevated temperature, a modified Johnson-Cook equation was proposed by constructing function of conversion coefficient about strain rate. And the quantitative relation between decreasing flow stress and adiabatic shear band appeared in the material was analyzed. All the constitutive parameters could be quickly identified by the local search optimization algorithm taking least squares method as the object function. By adopting a stress compensation updating algorithm, a subroutine VUAMT of the proposed constitutive model was programmed on plat of ABAQUS/Explicit. The finite element simulation of dynamic responses of Ti-6Al-4V titanium alloy under different strain rates and temperatures are obtained. The modified Johnson-Cook modal can accurately describe the thermo viscoplasticity dissipation due to good agreement between simulation results and experimental data. The subroutine VUAMT and applicability of constitutive description for titanium alloy under various strain rates were verified.

Key words: Ti-6Al-4V; thermo viscoplasticity; modified Johnson-Cook modal; subroutine VUAMT

Foundation item: Project (B1520132013-1) supported by the National Natural Science Foundation of China Academy of Engineering Physics and Jointly Set Up “NSAF” Joint Fund

Received date: 2016-06-28; **Accepted date:** 2016-10-25

Corresponding author: LI Yun-fei; Tel: +86-816-2482384; E-mail: yunfei_ise@163.com

(编辑 龙怀中)