

绝热剪切带起始判据的积分点转写方法*

张润青, 王伟

(中国民航大学, 天津 300300)

摘要: 绝热剪切带 (adiabatic shear band, ASB) 临界剪切应变判据中的剪切应变由试件表面网格变形测得, 为解决该应变变量难以直接用于有限元积分点计算的问题, 提出一种 ASB 起始判据的积分点转写方法。根据应变莫尔圆和 J2 关联流动关系构造最大塑性剪切应变, 以其增量为权重, 仅在计算临界剪切应变时对积分点应力状态历程加权。当最大塑性剪切应变与加权临界剪切应变之比不小于 1 时, 积分点满足 ASB 起始条件。上述计算过程通过 LS-DYNA 二次开发实现, 并采用不同槽角剪切压缩试件进行检验。结果表明, 随着槽角增大, ASB 起始位置总体上由切槽中部向槽端转移, 与试验观察的变化趋势一致。增量加权方案减弱了早期应力状态波动对临界剪切应变的影响, 所得比值高值区较瞬时和算术平均方案更集中, 且不同网格下的潜在起始位置和高值区方向基本一致。积分点转写使依赖试验测量的临界剪切应变变量能在有限元积分点内直接计算, 为复杂载荷下 ASB 起始位置的数值识别提供了方法。

关键词: 绝热剪切带; 起始判据; 积分点转写; 临界剪切应变; 应力状态

中图分类号: O347.3

国标学科代码: 13015

文献标识码: A

Integration-point reformulation of an adiabatic shear band initiation criterion

ZHANG Runqing, WANG Wei

(Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China)

Abstract: In the critical shear strain criterion for adiabatic shear band (ASB) initiation, shear strain is measured from the deformation of a grid marked on the specimen surface. Because this strain variable is difficult to use directly in finite-element integration-point calculations, an integration-point reformulation method for the ASB initiation criterion was proposed. The maximum plastic shear strain was constructed based on Mohr's circle for strain and the J2 associated flow rule. Unlike the maximum shear strain calculated from total strain, this variable excluded the elastic contribution and retained the accumulated history of plastic shear deformation. Its increment was used to weight the stress-state history of each integration point only in the calculation of the critical shear strain. This weighting assigned greater influence to stress states associated with larger increments of plastic shear strain. An integration point meets the ASB initiation condition when the ratio of the maximum plastic shear strain to the weighted critical shear strain is not less than unity. The procedure was implemented in LS-DYNA through a user-defined material subroutine. After single-element verification, shear-compression specimens with different notch angles were used to compare potential initiation sites with experimental

*收稿日期: 2026-07-30; 修回日期: 2026-10-01;

基金项目: 天津市教委科研计划项目面向事故后果补偿的民用航空发动机应急工况控制机理研究 (2023KJ227);

第一作者: 张润青 (2001—), 男, 硕士研究生, E-mail: lxzdwzzd@126.com;

通信作者: 王伟 (1977—), 男, 博士, 副教授. E-mail: weiwangcauc@126.com。

observations and to examine the spatial and temporal evolution of the criterion-ratio fields. The results showed that the potential ASB initiation site generally shifted from the middle of the notched region toward a notch tip as the notch angle increased, consistent with the overall trend observed experimentally. Compared with the instantaneous and arithmetic-mean schemes, the increment-weighted scheme reduced the influence of early stress-state fluctuations on the critical shear strain and produced a more concentrated region with high criterion-ratio values. The potential initiation sites and the orientations of the regions with high criterion-ratio values remained generally consistent across different mesh sizes. The integration-point reformulation enables the critical shear strain variable derived from experimental measurements to be calculated directly at finite-element integration points and provides a numerical approach for identifying potential ASB initiation sites under complex loading.

Keywords: adiabatic shear band; initiation criterion; integration-point reformulation; critical shear strain; stress state

航空发动机叶片飞脱等非包容事件会使机匣承受高速冲击需要考虑机匣的强度以及失效模式,以评估机匣的包容能力^{[1]-[3]}。理论模型和弹道冲击试验可用于评估机匣的穿透与失效行为^{[2],[4]-[6]},但难以提供冲击区域局部应力、应变和温度的演化信息。采用 Johnson-Cook 等材料模型开展有限元分析能够获得材料的弹塑性动态响应^{[3],[5]},在高应变率加载下,局部塑性变形还可能演化为绝热剪切带 (adiabatic shear band, ASB),内部剪切变形和温升高度集中^{[7],[8]}。现有材料模型改善了复杂载荷下动态响应的描述,但通常不能从积分点历史变量中直接识别 ASB 起始位置,这使得在有限元仿真弹道冲击实验时,与试验结果仍存在较大误差^{[9],[10]}。

围绕 ASB 起始机制,现有起始判定方法主要包括基于热塑失稳分析的方法,以及基于临界应变或应变率等阈值的方法^[8]。ZHU 等利用高速摄影和红外测温同步观测剪切压缩试件的局部变形与温升,指出起始前温度并未显著升高^[7];随后通过多种试件构造不同应力状态,建立了由应力三轴度和 Lode 参数共同控制的临界剪切应变判据^[11],该判据与材料本构模型可共同用于计算材料的绝热剪切带是否形成。MAT_224 是一种表格化输入的 Johnson-Cook 本构模型,相关研究已形成完整的材料参数输入、试验标定和失效建模框架^{[12]-[15]},DOLCI 等进一步通过调整热转换与软化响应,使工程网格能够再现 ASB 应变局部化和温度剧烈升高的行为^[16]。然而,文献[11]判据中的剪切应变由试件表面网格变形测得,难以作为有限元积分点的历史变量直接递推。

为解决上述试验剪切应变难以在有限元积分点内直接递推的问题,在保留原判据物理含义和参数的基础上,提出 ASB 起始判据的积分点转写方法。转写基于 Ti-6Al-4V 的 MAT_224 材料输入^[17]、本构迭代算法^[18]及动态材料试验数据^[19],采用 LS-DYNA 的 MAT_USER_DEFINED_MATERIAL_MODELS 二次开发实现 MAT_224 基础材料响应(以下简称 Usermat)。以 MAT_224 基础材料响应提供应力、塑性应变和温度等变量,嵌入转写后的判据完成 ASB 起始判断。根据应变莫尔圆和 J2 关联流动关系构造最大塑性剪切应变,并以其增量为权重处理临界剪切应变计算中的应力状态历程;两者之比不小于 1 时,积分点满足起始条件。采用不同槽角的剪切压缩试件 (shear-compression specimen, SCS) 检验潜在 ASB 起始位置和应力状态响应,并比较剪切应变定义、临界剪切应变处理方式及网格尺寸对判据结果的影响。

1 基于 MAT_224 材料本构模型的积分点转写方法

1.1 绝热剪切带起始判据的组成

文献^[11]采用不同试件构造不同应力状态,通过高速摄影观测试件表面预制网格的局部变形,将网格线首次出现错位的时刻作为 ASB 起始时刻,并由网格变形测算对应剪切应变;式(5)为文献^[11]提出的,由应力三轴度 η 和 Lode 参数 μ 计算得出的临界剪切应变判据,参数取值见表 1。该判据

兼顾应力状态对临界剪切应变的影响，但试验图像获得的剪切应变不能作为有限元积分点的历史变量直接递推，因此需要构造相应的积分点计算量。

1.2 积分点转写方法的剪切应变构造

原判据中的剪切应变由试验测量获得，转写时需要在积分点内构造相应的剪切应变值。现有定义包括最大工程剪切应变 $\gamma_{\max}^{[9]}$ 和由 J2 等效塑性应变换算的剪切应变 $\gamma_{\text{eq}}^{[11]}$ 。 $\gamma_{\max}$ 为三个主应变两两之差的极大值：

$$\gamma_{\max} = \max(|\varepsilon_1 - \varepsilon_2|, |\varepsilon_2 - \varepsilon_3|, |\varepsilon_3 - \varepsilon_1|) \quad (2)$$

$\gamma_{\max}$ 能够表示当前应变状态下的最大剪切变形，但同时包含弹性和塑性应变。按当前总应变直接计算时，也不能保留塑性剪切变形的加载历史。文献^[11]在比较等效应变型失效模型时，将 J2 等效塑性应变直接换算为 γ_{eq} ：

$$\gamma_{\text{eq}} = \sqrt{3}\bar{\varepsilon}^p \quad (3)$$

γ_{eq} 便于在积分点内累积，但其数值仅由 J2 等效塑性应变决定，不能区分塑性变形由拉伸、压缩、剪切或复合加载引起。因此， $\gamma_{\max}$ 和 γ_{eq} 均不能同时满足仅计塑性变形和保留剪切变形历史的转写要求。为兼顾上述要求，根据 J2 关联流动关系从各增量的塑性流动中提取最大塑性剪切应变增量 $\Delta\gamma_m^*$ ，并将其累积为 γ_m^* ，由式（3）计算得出。式中求取偏应力张量的三个特征值，并按 $S_{\max} \geq S_{\text{mid}} \geq S_{\min}$ 排列。应力张量可分解为球应力张量和偏应力张量，球应力分量不改变最大与最小主应力之差，因此最大剪应力 $\tau_{\max}$ 可由 $S_{\max}$ 与 $S_{\min}$ 之差确定。根据应变莫尔圆^[20]， $\Delta\gamma_m^*$ 等于最大、最小主塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_{\max}^p$ 与 $\Delta\varepsilon_{\min}^p$ 之差， $\Delta\gamma_m^*$ 可由最大剪应力 $\tau_{\max}$ 、Von Mises 等效应力 σ_{vm} 和等效塑性应变 $\Delta\bar{\varepsilon}^p$ 增量计算：

$$\begin{aligned} \tau_{\max} &= \frac{(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})}{2} = \frac{(S_{\max} - S_{\min})}{2} \\ \Delta\varepsilon_i^p &= \frac{3}{2} \frac{S_i}{\sigma_{\text{vm}}} \Delta\bar{\varepsilon}^p \\ \Delta\gamma_m^* &= \Delta\varepsilon_{\max}^p - \Delta\varepsilon_{\min}^p = \frac{3}{2} \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{\sigma_{\text{vm}}} \Delta\bar{\varepsilon}^p = 3 \frac{\tau_{\max}}{\sigma_{\text{vm}}} \Delta\bar{\varepsilon}^p \\ \gamma_{m,n+1}^* &= \gamma_{m,n}^* + \Delta\gamma_m^* \end{aligned} \quad (4)$$

$\Delta\gamma_m^*$ 逐步累加得到最大塑性剪切应变 γ_m^* ，用于表征积分点的塑性剪切变形历史。临界剪切应变随应力状态变化，为减小加载初期应力状态波动的影响，以 $\Delta\gamma_m^*$ 作为权重计算 η_w 和 μ_w 。加权结果仅用于计算 γ_c^* ，积分点输出的瞬时应力三轴度和 Lode 参数保持不变：

$$\eta_w = \frac{\sum \Delta\gamma_m^* \eta}{\sum \Delta\gamma_m^*}, \mu_w = \frac{\sum \Delta\gamma_m^* \mu}{\sum \Delta\gamma_m^*} \quad (5)$$

由加权应力状态得到临界剪切应变 γ_c^* ：

$$\gamma_c^* = \gamma_0 (1 + a\eta_w + b\eta_w^3) \left(\sqrt{\frac{3}{\mu_w^2 + 3}} \right)^d \quad (6)$$

其中， γ_0, a, b, d 为常数，具体取值见表 1^[11]。

表 1 临界剪切应变判据参数

Table 1 Parameters of the critical shear-strain criterion

γ_0	a	b	d
0.450	-0.724	4.81	-3.307

1.3 积分点转写方法的起始判定与变量更新

为使起始判据与材料响应在同一积分点内更新，在 LS-DYNA 中二次开发材料本构模型以实现上述转写方法，后续简称该本构模型为 Usermat，其弹塑性响应沿用 MAT_224 的变量更新框架。

MAT_224 的流动应力、塑性功和温度变量更新框架参见文献[9]。其中，首先利用胡克定律计算试算应力 σ ，若试算 Von Mises 等效应力 σ_{tr} 小于当前流动应力 σ_y ，材料保持弹性状态，否则进入塑性修正。塑性修正参考文献[9]、[18]所述的本构迭代思路，采用二分法求解等效塑性应变增量 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 。 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 为待求变量，其变化同时影响塑性应变、塑性应变率、温度和流动应力，二分初始区间为：

$$\Delta\bar{\epsilon}^p \in \left[0, \frac{\sigma_{tr}}{3G} \right] \quad (7)$$

其中， G 为剪切模量。每次取 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 当前取值范围的中点，计算残差 R ，

$$R(\Delta\bar{\epsilon}^p) = \sigma_{tr} - 3G\Delta\bar{\epsilon}^p - \sigma_y^{n+1}(\Delta\bar{\epsilon}^p) \quad (8)$$

当 $R > 0$ 时，代表塑性修正不足，应以 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 为增量重新计算区间下界，取值范围变为

$$\Delta\bar{\epsilon}^p \in \left[\Delta\bar{\epsilon}_{min}^p + \Delta\bar{\epsilon}^p, \frac{\sigma_{tr}}{3G} \right] \quad (9)$$

同理， $R < 0$ 时，应以 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 为减量，取值区间变为，

$$\Delta\bar{\epsilon}^p \in \left[\Delta\bar{\epsilon}_{min}^p, \Delta\bar{\epsilon}_{max}^p - \Delta\bar{\epsilon}^p \right] \quad (10)$$

直至 $R = 0$ ，塑性修正结束，记录最终 Von Mises 等效应力 σ_{vm} 。求得最终 $\Delta\bar{\epsilon}^p$ 后，等效塑性应变更新为：

$$\bar{\epsilon}_{n+1}^p = \bar{\epsilon}_n^p + \Delta\bar{\epsilon}^p \quad (11)$$

径向回归计算过程中，试算偏应力张量的方向保持不变，幅值缩放为：

$$s_{n+1} = \frac{\sigma_{vm}^{n+1}}{\sigma_{tr}^{n+1}} s_{n+1}^{tr} \quad (11)$$

塑性修正结束后，MAT_224 通过 TABK1 和 TABKT 查取当前应力，并由 LCF 及其温度、应变率和单元尺寸缩放表确定失效应变；随后累积损伤变量，损伤达到 1 时可触发积分点失效及单元删除[9]。

完成基础材料响应更新后，Usermat 根据偏应力张量的三个特征值确定最大剪应力，并依据式 (3) 累积 γ_m^* ，随后以 $\Delta\gamma_m^*$ 为权重，对 γ_c^* 计算所需的 η 和 μ 历程进行加权。通用力学约定中，应力三轴度 $\eta_{std} = \sigma_m / \sigma_{vm}$ 在拉伸主导时为正、压缩主导时为负，其中 σ_m 为平均正应力， σ_{vm} 为 Von Mises 等效应力。为保持与文献[11]一致的应力三轴度正负规则，取 $\eta = -\eta_{std}$ ，即压缩主导时为正，拉伸主导时为负。当 γ_m^* / γ_c^* 不小于 1 时，该积分点满足 ASB 起始判据；以该比值首次达到 1 的时刻和位置确定潜在起始时刻和位置。由基础材料响应更新、剪切应变累积、临界剪切应变计算和起始条件比较组成的递推过程，即为 ASB 起始判据的积分点转写方法。

2 绝热剪切带起始判据的数值实现

绝热剪切带起始判据由积分点转写后的最大塑性剪切应变 γ_m^* 与加权平均计算后的临界剪切应变 γ_c^* 组成, 将二者封装在 Usermat 中实现, 判据计算依赖积分点应力、塑性应变和温度等基础变量, 因此首先通过单元级算例检验 MAT_224 弹塑性响应的实现误差, 再采用不同槽角 SCS 模型说明判据的仿真设置及表现形式。在 3.3 节中, 将讨论使用不同剪切应变值以及临界剪切应变的不同平均方法, 对绝热剪切带起始判据的影响。

2.1 MAT_224 弹塑性本构的实现

单元级仿真中, 关闭单元失效删除功能以观察材料的弹塑性响应。压缩工况中, 单元顶端固定, 底端四个节点在 0.5 ms 内沿竖直压缩方向匀速加载至 0.8 mm; 拉伸工况仅将底端节点的加载方向反向; 剪切工况则对底端四个节点施加平行于单元底面且与拉伸方向正交的水平位移, 具体方向见图 1(c)。

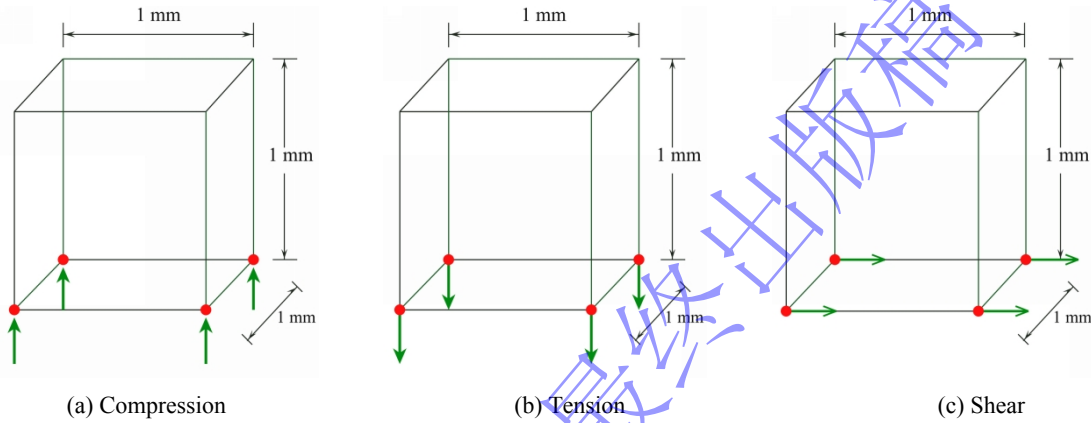
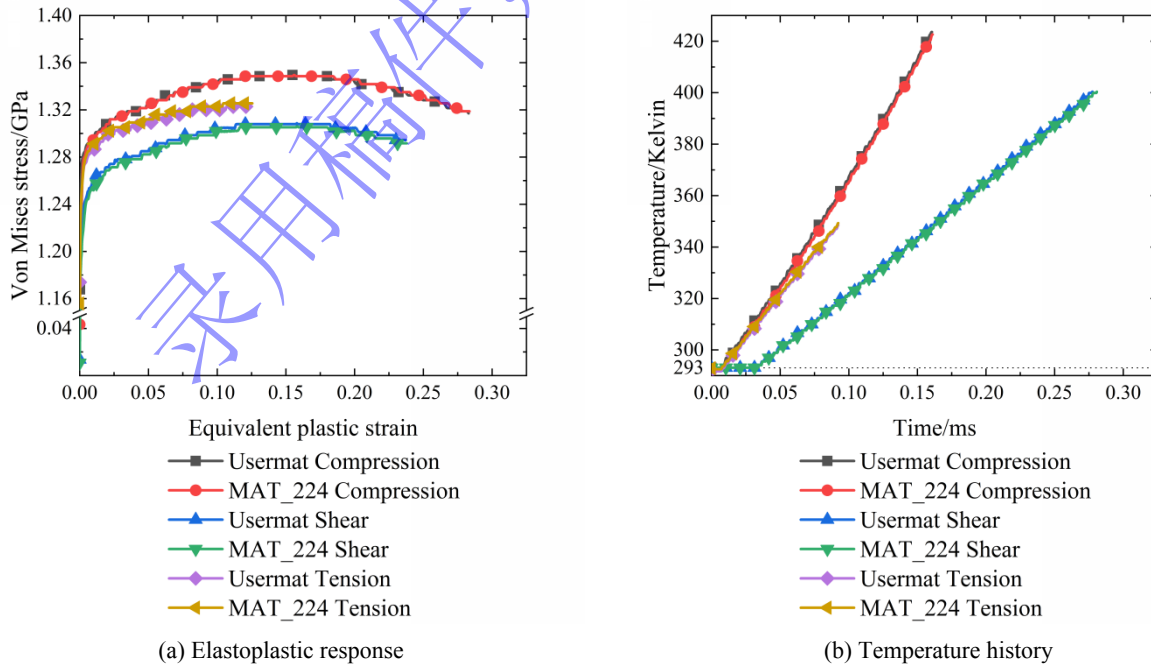


图 1 单元级仿真加载条件

Fig.1 Loading conditions for the single-element simulation

图 2 比较了 Usermat 与 MAT_224 的等效塑性应变-Von Mises 等效应力曲线和温度历程。三种加载状态下的曲线基本重合, 温度历程差异较小, 表明 Usermat 能够较好地实现 MAT_224 的基础弹塑性响应, 为起始判据提供所需的积分点应力、塑性应变和温度变量。



(a) Elastoplastic response

(b) Temperature history

图 2 Usermat 与 MAT_224 的单元级响应对比

Fig.2 Comparison of single-element responses between Usermat and MAT_224

2.2 仿真模型设置

采用不同槽角 SCS 的等效分离式霍普金森压杆 (split Hopkinson pressure bar, SHPB) 仿真考察转写后的 ASB 起始判据。SCS 几何参照文献^[11]设置, 试件尺寸为 17 mm×7 mm×7 mm, 正面中心设置两个直径 2 mm 的对称半圆槽, 槽端距试件顶面中心 0.8 mm。图 3(a)为有限元模型及网格划分, 采用六面体单元对称划分。考虑斜切槽及圆弧曲面, 将试件沿与斜切槽平行的方向划分为三个区域。图 3(b)黑框范围内的圆柱中线区域为主要变形区域, 采用局部网格控制, 其单元尺寸不大于相应方案的平均尺寸; 其余区域采用自动网格, 圆弧外圈的方形边最大单元尺寸约为平均尺寸的 2 倍。

图 3(b)所示截面 A 用于展示 ASB 起始位置, SCS 由于其切槽的几何形状特性, 应力会在白色虚线所示的附近区域集中。

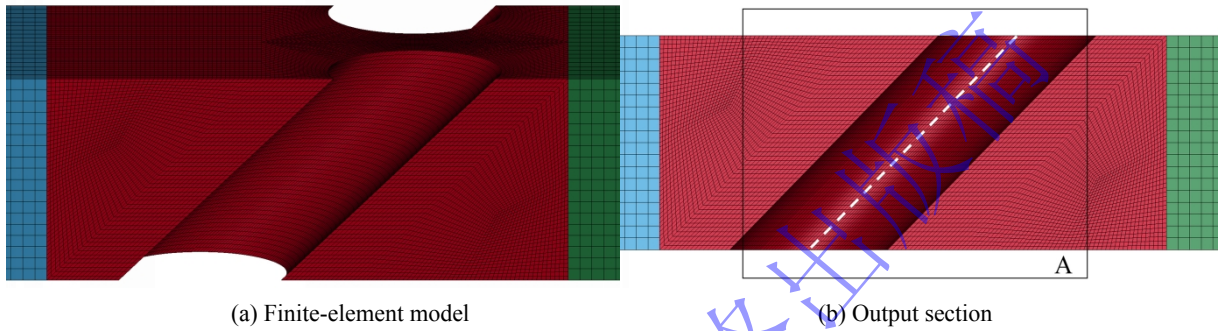


图 3 SCS 有限元网格与观察截面

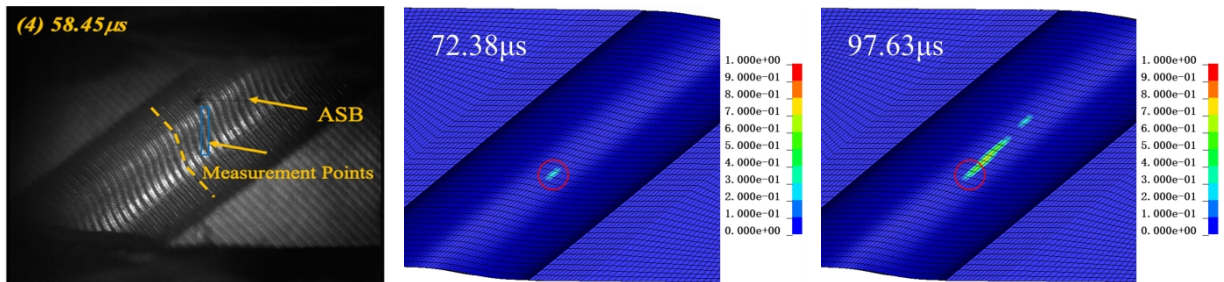
Fig.3 Finite-element mesh and observation section of the SCS

数值加载借鉴文献^[22]以入射脉冲代替显式撞击的处理方法, 将等效脉冲转换为两侧夹具相向的离散速度输入。两侧夹具采用同一组基准速度—时间离散点, 左侧取负、右侧取正; 40°SCS 工况按基准值放大 1.20 倍, 45°、50°和 70°SCS 工况均放大 1.15 倍。速度施加于图 3 中左右夹具, 加载方向相反, 无其他方向约束。Usermat 采用 MAT_224 基础弹塑性响应, 表格化流动应力输入取自文献^[17], ASB 判据参数见表 1, 单元失效删除功能关闭, 具体速度输入和材料参数见附录 A。

2.3 绝热剪切带起始判据的表现形式

转写后的 ASB 起始判据以 γ_m^*/γ_c^* 的积分点云图表示。该无量纲比值小于 1 表示该积分点尚未满足起始条件, 比值达到 1 表示该积分点满足 ASB 起始判据。云图中首次达到 1 的位置用于确定潜在起始位置, 高值区的空间分布用于表征局部剪切变形的集中方向。

图 4 为不同槽角 SCS 的试验 ASB 起始区域与计算判据比值分布对照。最左列试验图像引自文献^[7], 其余计算云图为 40°、45°和 50°SCS 在 Usermat 本构模型积分过程中判据比值 γ_m^*/γ_c^* 首次不小于 1 及继续加载的云图结果, 两者时刻分别按各自时间基准标注, 仅用于起始区域的位置对照。40°和 45°SCS 的潜在起始积分点位于切槽中部附近, 50°SCS 位于槽端; 继续加载后, 高值积分点沿切槽中心方向分布。文献^[7]观察到 40°SCS 从中部起始, 45°和 50°SCS 从槽端起始。由此可见, 转写后判据反映了槽角增大时潜在起始位置由切槽中部向槽端转移的总体趋势, 但 45°工况仍与试验观察存在差异。



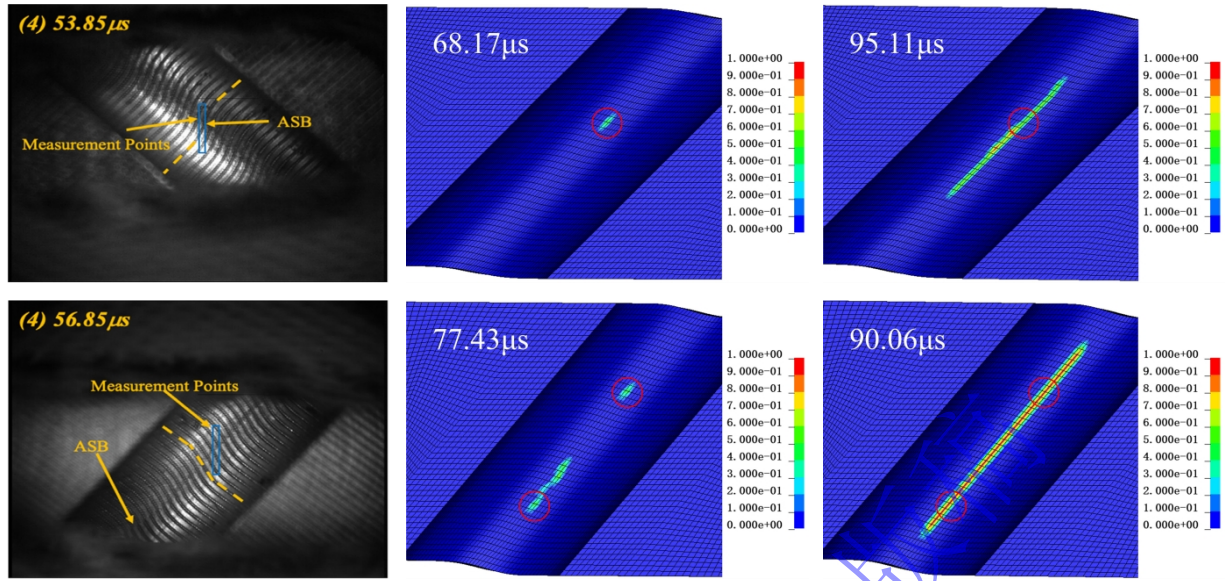


图4 不同槽角 SCS 的试验 ASB 起始区域与计算判据比值分布对比

Fig.4 Comparison of experimental ASB initiation regions and calculated criterion-ratio distributions in SCSs with different notch angles

3 绝热剪切带起始判据的计算结果分析

3.1 绝热剪切带起始判据的应力状态响应

转写后 ASB 起始判据的应力状态响应可由 η 、 μ 、 γ_c^* 和 γ_m^*/γ_c^* 的对应变化进行评价。表 2 和图 5 比较了 Usermat 与文献[11]的应力状态及剪切应变。文献[11]中的 η 和 μ 来自有限元计算，剪切应变来自试件表面网格测量，Usermat 则采用积分点计算值。Usermat 仿真所得 η 和 μ 整体低于文献值，因而 γ_c^* 的绝对数值存在差异；40°和 50°工况的 γ_m^* 与试验剪切应变较为接近，45°工况的偏差较大。尽管绝对数值不同， γ_c^* 和 γ_m^* 仍随局部应力状态改变，说明转写后判据保留了临界剪切应变对应力状态的依赖关系。数值差异可能来自四个方面：文献[11]与本文的加载实现不同；文献[11]与本文的材料输入参数不同；文献[11]中的应力状态取自其有限元结果，本文采用对应积分点的加权应力状态；文献剪切应变由试件表面网格变形测得，本文由积分点塑性应变增量累积得到。上述差异会影响局部应力状态及其历程，进而影响临界剪切应变。

表 2 文献[11]与 Usermat 所得应力状态参数及剪切应变对比

Table 2 Comparison of stress-state parameters and shear strains reported in Ref. [11] and calculated using Usermat

Notch angle/°	Literature [11] η	Usermat η	Literature [11] μ	Usermat μ	Experimental γ	Usermat γ_c^*	Usermat γ_m^*
40	0.164	0.121	0.403	0.298	0.491	0.443	0.493
45	0.277	0.113	0.714	0.237	0.633	0.526	0.457
50	0.314	0.127	0.829	0.287	0.498	0.583	0.483

注：文献[11]中的 η 和 μ 为有限元计算结果， γ 为试验测量结果；Usermat 各列均为有限元积分点计算结果。由于加载方式、材料参数和取值口径不同，本表仅用于趋势比较，不作为直接定量验证。

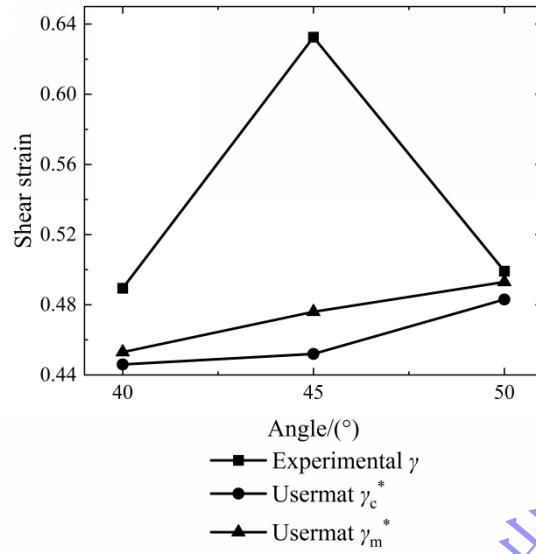


图5 不同槽角下试验剪切应变与 Usermat 计算结果对比

Fig.5 Comparison of experimental shear strain and Usermat-calculated shear strains at different notch angles

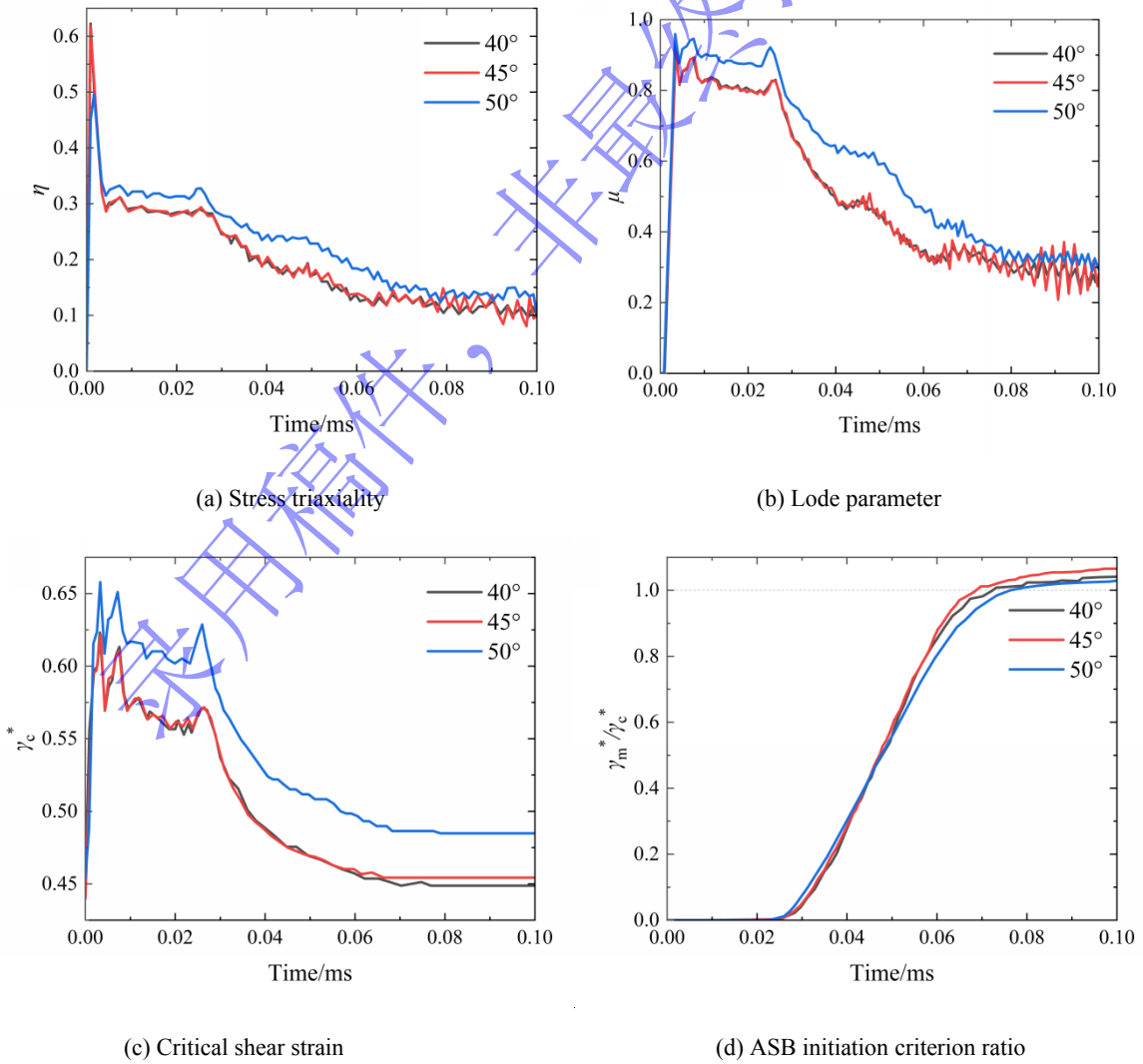


图6 不同槽角 SCS 中起始判据比值及其构成变量的时间历程

Fig.6 Time histories of the ASB initiation criterion ratio and its component variables in SCSs with different notch angles

图 6 给出了不同槽角 SCS 中 η 、 μ 、 γ_c^* 和 γ_m^*/γ_c^* 的时间历程。加载初期 η 和 μ 出现短时波动，随后随塑性变形发展逐渐减小， γ_c^* 同步变化， γ_m^*/γ_c^* 持续增大并达到 1。 η 和 μ 趋近于 0，表明切槽区域由压缩-剪切复合状态向剪切主导状态转变，其变化方向与文献[11]一致。由此可见，积分点应力状态的演化能够通过 γ_c^* 传递至 ASB 起始条件。

3.2 网格尺寸对绝热剪切带起始判据的影响

图 7 给出了平均网格尺寸分别为 0.10、0.20 和 0.30 mm 时 45°SCS 的判据比值分布，各组 γ_m^*/γ_c^* 首次达到 1 的时刻分别约为 70.69、68.17 和 74.07 μs ，说明判据满足时刻仍受网格尺寸影响；但三种网格下的潜在起始位置均位于切槽中部附近，高值区主要方向也基本一致。因此，在所考察的网格范围内，算法对潜在起始位置及其空间趋势的识别是稳定的，能够实现本文针对 ASB 起始识别的预期目标。

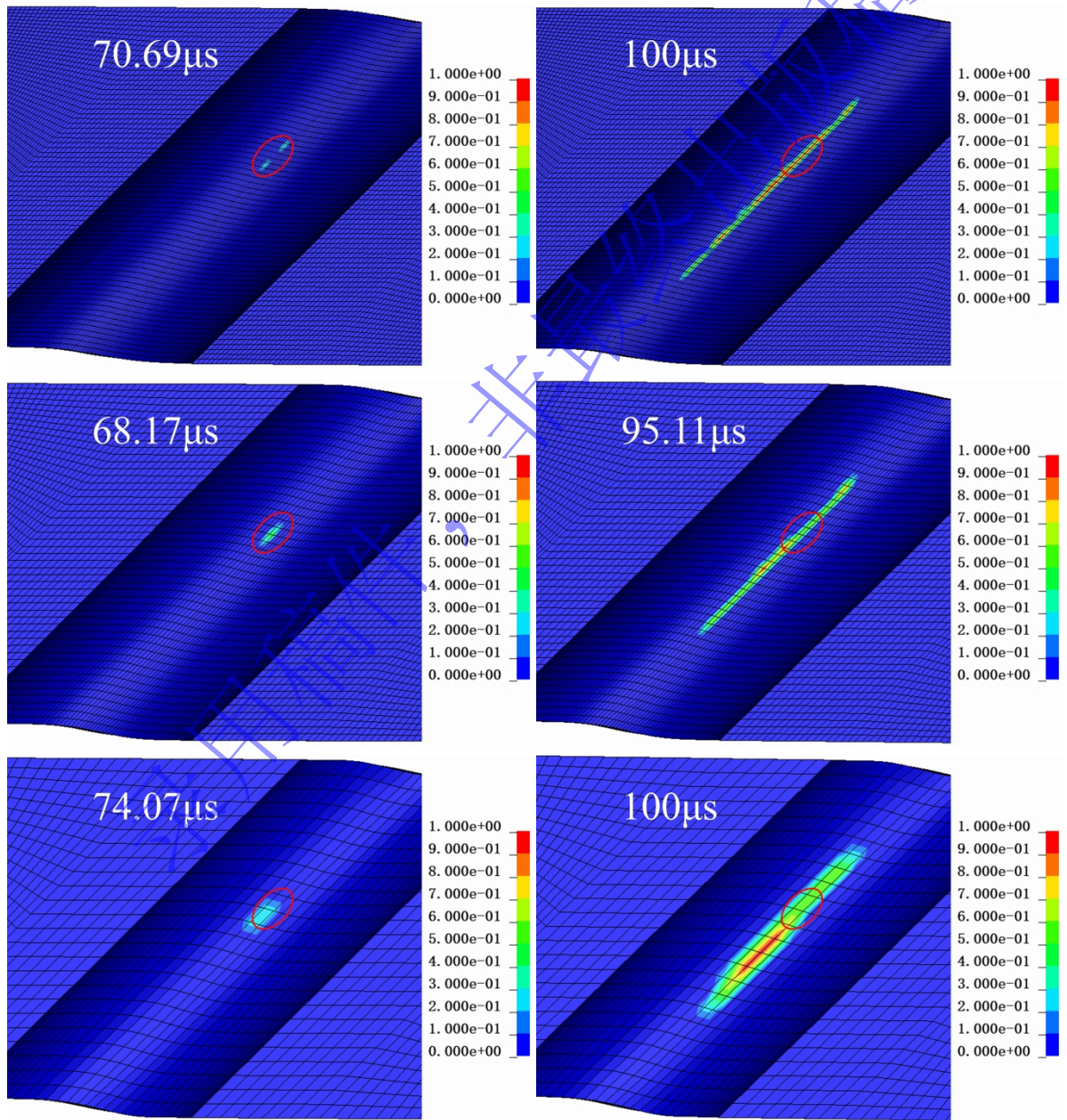


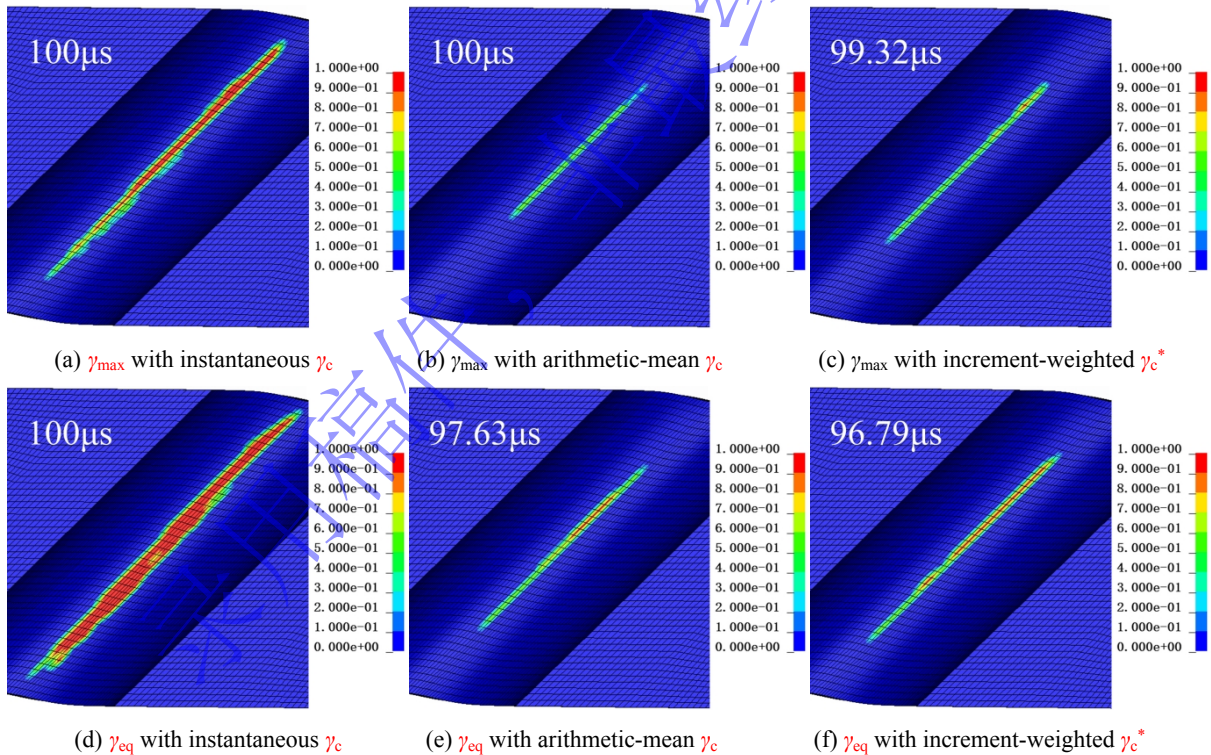
图 7 不同网格尺寸下 45°SCS 的起始判据比值分布

Fig.7 Distributions of the ASB initiation criterion ratio in the 45° SCS with different mesh sizes

随加载继续进行, γ_m^*/γ_c^* 高值区的表观宽度随网格尺寸变化。不同网格下高值区可集中在 1~3 列单元内, 但该单元列数仅表示当前离散条件下数值高值区的集中程度, 不能直接解释为物理 ASB 带宽。ASB 带宽的网格依赖属于应变软化局部化计算中的共性问题, 通常需引入特征长度、非局部或其他正则化方法处理^[16]。因此, 高值区集中在 1~3 列单元只说明当前网格下的数值分布, 不能作为物理 ASB 带宽或其网格客观性的证据。

3.3 绝热剪切带起始判据的实现方案对比与适用范围

为比较起始判据的构造方案, 选取剪切变形较明显的 45°SCS, 采用 0.20 mm 平均网格尺寸进行计算。图 8 按行依次采用 $\gamma_{\max}$ 、 γ_{eq} 和 γ_m^* , 按列依次采用瞬时、算术平均和增量加权临界剪切应变。速度脉冲在 80 μs 结束, 计算继续至 100 μs , 以观察停止施加非零速度后判据高值区的演化。图 8 选取各方案中 ASB 潜在起始区域空间分布基本稳定后的代表帧 (96.78~100 μs) 进行形态比较, 这些时刻并非判据比值首次达到 1 的起始时刻。由图 8 可见, 瞬时临界剪切应变方案(a)、(d)和(g)的高值区受加载初期应力状态波动影响, 沿切槽方向分布较宽; 算术平均方案(b)、(e)和(h)虽平滑了瞬态变化, 保留了早期应力状态对后续计算的影响; 增量加权方案(c)、(f)和(i)提高了塑性剪切变形显著阶段的权重, 高值区明显收窄, 能够抑制剪切应变集中区域的过度发散。三种剪切应变中, γ_{eq} 由 J_2 等效塑性应变直接换算, 不能区分不同塑性变形形式; $\gamma_{\max}$ 与 γ_m^* 所得高值区的方向和范围接近, 均能表征主要剪切变形。采用增量加权 γ_c^* 时, 图 8(i)中的 γ_m^* 方案在 96.78 μs 形成集中高值区, 图 8(c)中的 $\gamma_{\max}$ 方案在 99.32 μs 达到相近状态, 前者提前约 2.54 μs 。因此, γ_m^* 与增量加权临界剪切应变的组合对局部剪切变形响应更快, 并能保持较集中的潜在起始区域。



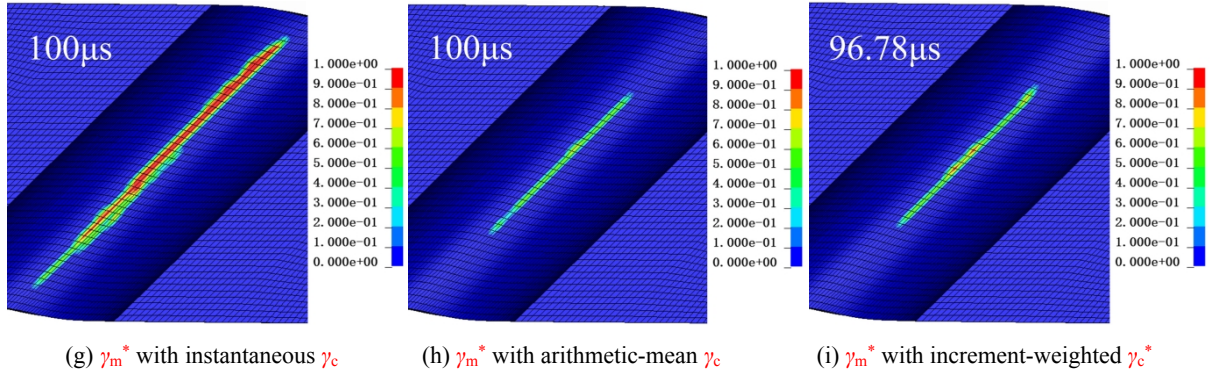


图 8 不同剪切应变定义与临界应变处理下的起始判据比值分布

Fig.8 Distributions of the ASB initiation criterion ratio for different shear-strain definitions and critical-strain treatments

图 9 显示, 70°SCS 的 γ_m^*/γ_c^* 在 78.27 μs 首先于上侧槽端达到 1, 82.48 μs 时下侧槽端也达到 1, 而切槽中心方向未形成连续高值区。文献^[1]指出, 70°SCS 优先沿 45°面外方向剪切, 而不是沿预设切槽方向滑移, 也就是图 3(b)中沿虚线平行方向。70°SCS 未在切槽中心形成连续高值区, 与该变化趋势一致, 但尚不能给出面外剪切路径。其原因有两点, 文献^[1]的判据参数拟合范围约为 $-0.33 \leq \eta \leq 0.34$, 而 70°SCS 记录的 η 为 0.410, 已超出拟合范围; γ_m^* 只描述单个积分点的塑性剪切变形累积, 不是 ASB 扩展准则。70°SCS 结果提示, 应用原 ASB 判据时应注意其参数拟合范围, 不宜直接外推至未经标定的应力状态, 当前判据适用于拟合应力状态范围内潜在起始区域的识别, 不能据此确定 ASB 的连续扩展路径。

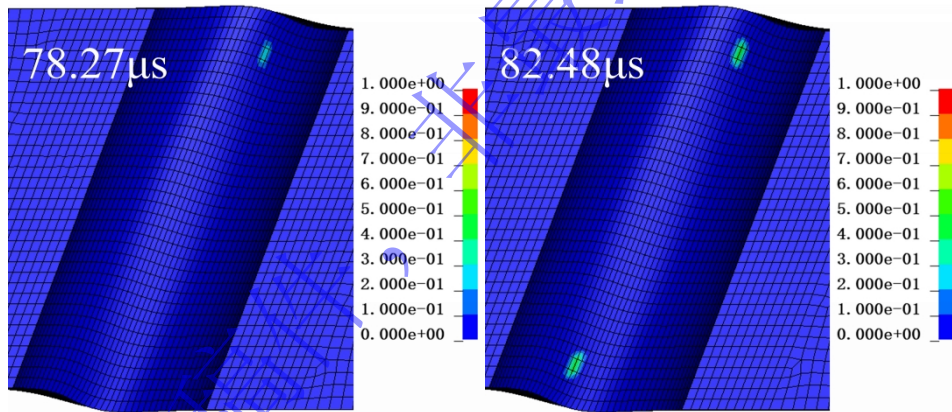


图 9 70°SCS 中满足 ASB 起始判据的离散区域

Fig.9 Discrete regions satisfying the ASB initiation criterion in the 70° SCS

积分点转写方法根据 J2 关联流动关系累积最大塑性剪切应变, 以其增量为权重处理各积分点的应力状态历程, 并以最大塑性剪切应变与加权临界剪切应变之比是否达到 1 判断潜在起始位置。不同槽角算例再现了潜在起始位置由切槽中部向槽端转移的总体趋势; 在 0.10~0.30 mm 平均网格尺寸范围内, 潜在起始位置和高值区方向基本一致。由此, 依赖试验表面测量的起始判据可在积分点内递推计算, 无需预设剪切带位置, 可为复杂载荷下 ASB 潜在起始区域的数值识别提供方法。

4 结论

基于试验图像测量的 ASB 临界剪切应变判据, 已转写为可在有限元积分点递推计算的起始判据, 并通过不同槽角 SCS 分析其应力状态响应、网格影响和适用范围。主要结论如下:

(1) 积分点转写方法由最大塑性剪切应变和加权临界剪切应变构成。 γ_m^* 根据应变莫尔圆和 J2 关联流动关系构造, $\Delta\gamma_m^*$ 用于对 γ_c^* 计算中的 η 和 μ 历程加权; 当 γ_m^*/γ_c^* 不小于 1 时, 积分点满足 ASB 起始判据。该方法解决了试验图像测得的剪切应变不能直接作为积分点历史变量的问题。

(2) Usermat 与 MAT_224 的基础弹塑性响应误差较小。转写后判据反映了潜在起始位置随槽角增大由切槽中部向槽端转移的总体趋势，并将 η 和 μ 的变化传递至 γ_c^* 和起始条件。不同网格下的潜在起始位置及高值区方向基本一致，判据满足时刻仍有差异；剪切应变集中区可限制在 1~3 列单元内，但其物理带宽仍具有网格尺寸依赖性。

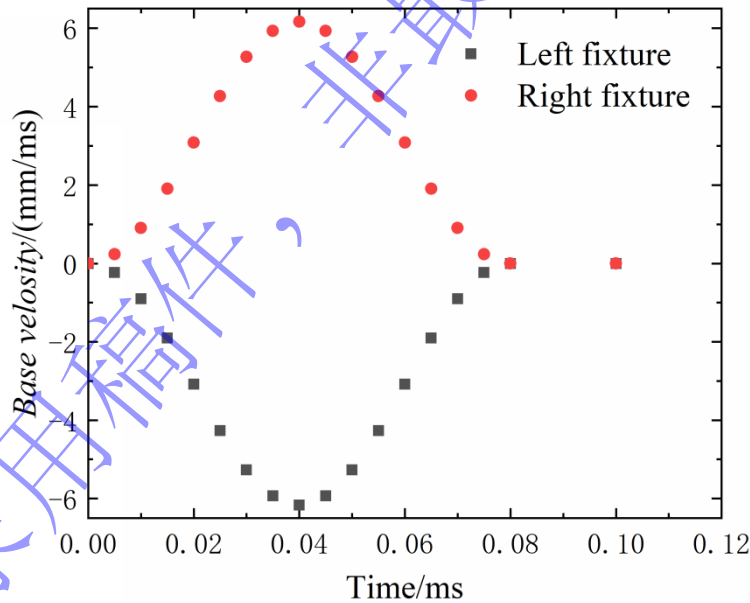
(3) 增量加权临界剪切应变能够减小早期应力状态波动的影响，抑制高值区过度发散； γ_m^* 与 $\gamma_{\max}$ 的空间分布接近，但 γ_m^* 与增量加权方案组合时形成集中高值区的时刻提前约 2.54 μs 。70°SCS 说明，当前判据只能给出潜在起始区域，且受原临界剪切应变拟合范围限制，不能单独描述 ASB 的连续扩展路径和起始后的材料软化。

(4) 积分点转写方法的检验依据为文献公开的试验剪切应变和 ASB 起始区域，尚未开展与当前数值模型采用同材料批次、同边界条件的直接定量试验对标。判据参数 γ_0 、 a 、 b 和 d 沿用 Ti-6Al-4V 已有标定值；该方法用于其他材料或超出原标定应力状态范围时，应通过相应动态试验重新标定，并采用独立工况进行验证。

附录 A

SHPB 实验的等效速度输入图以及本构模型的输入参数

附图 A1 给出两侧夹具共用的基准速度—时间离散输入：离散点间隔为 0.005 ms，0.04 ms 时基准速度达到 6.16935 mm/ms，0.08 ms 时回到零；0.10 ms 处设置附加零值点，使脉冲结束后的输入速度保持为零。左侧夹具取负，右侧夹具取正。Usermat 采用的本构材料参数见附表 A1。



附图 A1 SCS 两侧夹具的基准速度-时间输入

Appendix Fig.A1 Base velocity inputs for the left and right fixtures

附表 A1 Usermat 材料参数

Appendix Table.A1 Material parameters used in Usermat

E/GPa	ν	G/GPa	K/GPa	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3})$	$C_p/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	T_m/K	T_0/K	β
110.0	0.342	40.98	116.03	4.43×10^{-6}	526.3	1877.0	293.0	0.583

参考文献

- [1] 宣海军, 陆晓, 洪伟荣, 等. 航空发动机机匣包容性研究综述[J]. 航空动力学报, 2010, 25(8): 1860-1870. DOI: 10.13224/j.cnki.jasp.2010.08.012.
- XUAN H J, LU X, HONG W R, et al. Review of aero-engine case containment research[J]. Journal of Aerospace Power, 2010, 25(8): 1860-1870. DOI: 10.13224/j.cnki.jasp.2010.08.012.
- [2] HE Q, XIE Z, XUAN H J, et al. Ballistic testing and theoretical analysis for perforation mechanism of the fan casing and fragmentation of the released blade[J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 91: 80-93. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.01.001.
- [3] CAO M, WANG C C, WU J T, et al. Impact resistance and energy absorption characteristics of nickel-based alloy ring at elevated temperatures[J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 194: 105089. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.105089.
- [4] AKYÜREK T. Analyses of plate perforation for various penetrator-target plate combinations[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2022, 36(4): 1749-1760. DOI: 10.1007/s12206-022-0311-7.
- [5] PARK C K, CARNEY K, DU BOIS P, et al. Aluminum 2024-T351 Input Parameters for *MAT_224 in LS-DYNA Part4: Ballistic Impact Simulations of a Titanium 6Al-4V Generic Fan Blade Fragment on an Aluminum 2024 Panel Using *MAT_224 in LS-DYNA: DOT/FAA/TC-19/41, P4[R]. Atlantic City: Federal Aviation Administration, 2021.
- [6] GUO Z. Dimensionless parameters to categorize the failure modes of ductile plate perforation: INL/CON-21-64719-Rev000[R]. Idaho Falls: Idaho National Laboratory, 2022.
- [7] ZHU S X, GUO Y Z, RUAN Q C, et al. Formation of adiabatic shear band within Ti-6Al-4V: An in-situ study with high-speed photography and temperature measurement[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2020, 171: 105401. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2019.105401.
- [8] KARANTZA K D, MANOLAKOS D E. A review on the adiabatic shear banding mechanism in metals and alloys considering microstructural characteristics, morphology and fracture[J]. Metals, 2023, 13(12): 1988. DOI: 10.3390/met13121988.
- [9] DOLCI S. The influence of strain rate, temperature effects, and instabilities in failure modeling for metal alloys: DOT/FAA/TCTT-22/21[R]. Fairfax: George Mason University, 2022.
- [10] RAGONE F. Development of a Titanium alloy Ti-6Al-4V generalized yield surface material model used in LS-DYNA: DOT/FAA/TCTT-25/25[R]. Fairfax: George Mason University, 2025.
- [11] ZHU S X, GUO Y Z, CHEN H S, et al. Formation of adiabatic shear band within Ti-6Al-4V: Effects of stress state[J]. Mechanics of Materials, 2019, 137: 103102. DOI: 10.1016/j.mechmat.2019.103102.
- [12] PARK C K, CARNEY K, DU BOIS P, et al. Aluminum 2024-T351 input parameters for *MAT_224 in LS-DYNA: DOT/FAA/TC-19/41, P1[R]. Atlantic City: Federal Aviation Administration, 2020.
- [13] RESSA A, LIUTKUS T, SEIDT J, et al. Experimental testing to characterize plastic deformation, dynamic response, and ductile fracture of Inconel 718 under various loading conditions: DOT/FAA/TC-23/52[R]. Atlantic City: Federal Aviation Administration, 2023.
- [14] DOLCI S, CARNEY K, WANG L, et al. Development of an Inconel-718 LS-DYNA material model and *MAT_224 input parameters: DOT/FAA/TC-23/68[R]. Atlantic City: Federal Aviation Administration, 2023.
- [15] WHITE E J. Ductile fracture of Ti-6Al-4V titanium alloy under compressive stress states: DOT/FAA/TCTT/25-19[R]. Dayton: University of Dayton, 2025.
- [16] DOLCI S, CARNEY K S, DU BOIS P, et al. Novel method in the modeling of adiabatic shear bands in ballistic impact: An application on Inconel 718 alloy[J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 182: 104763. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104763.

- [17] WANG L, CARNEY K, DU BOIS P, et al. Summary of Ti64 MAT_224 V1.3 logarithmic input decks[EB/OL]. (2020-04-29)[2026-07-18]. <https://awg.ansys.com/Material+Parameter+Sets>.
- [18] 蒋东, 李永池. 本构迭代算法在 LS-DYNA 中的嵌入[J]. 计算物理, 2018, 35(3): 262-268. DOI: 10.19596/j.cnki.1001-246x.7636.
- JIANG D, LI Y C. Embedding of constitutive iterative algorithm in LS-DYNA[J]. Chinese Journal of Computational Physics, 2018, 35(3): 262-268. DOI: 10.19596/j.cnki.1001-246x.7636.
- [19] PEREIRA J M, REVILOCK D M, LERCH B A, et al. Impact testing of Aluminum 2024 and Titanium 6Al-4V for material model development: NASA/TM-2013-217869[R]. Cleveland: NASA Glenn Research Center, 2013.
- [20] ROYLANCE D. Transformation of stresses and strains[M/OL]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 2001[2026-07-18]. <https://web.mit.edu/course/3/3.11/www/modules/trans.pdf>.
- [21] LS-DYNA AEROSPACE WORKING GROUP. Modeling guidelines document: Version 25-1[R/OL]. [S.l.]: LS-DYNA Aerospace Working Group, 2025[2026-07-18]. <https://awg.ansys.com/MGD>.
- [22] 李鸿儒. 围压作用下花岗岩冲击压缩试验与数值模拟研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2018.