基于有限元法的HT-9钢夏比冲击上平台能量尺寸效应研究

管浩扬[1], 王瀚霄[2], 孙 璐[1], 龚翱翔[1], 佟振峰[1,*]
(1. 华北电力大学 核科学与工程学院, 北京 102206; 2. 中广核研究院有限公司, 广东 深圳 518000)

摘要: 针对不同尺寸夏比冲击实验数据因存在尺寸效应而不能直接比较的现状, 基于铁素体/马氏体钢HT-9单轴拉伸实验与有限元逆运算构建了Johnson-Cook(J-C)本构模型和失效模型, 并标定了模型参数。开展了标准尺寸试样和KLST小尺寸夏比-V型缺口试样的断裂性能测试, 采用双曲正切函数拟合韧脆转变曲线, 分析尺寸改变对材料断裂性能的影响。结果发现: 韧脆转变温度(DBTT)随试样尺寸的减小而下降, 材料的抗冲击能力随着尺寸的减小而加强。采用模拟方法研究尺寸变化对夏比-V型缺口试样的三维约束和上平台能量(USE)的影响, 并建立了不同尺寸冲击试样的USE和DBTT归一化模型, 预测值与实验值的相对偏差在5%以内, 表明基于有限元数值模拟研究夏比冲击尺寸效应具有准确、高效的优势。

关键词: 铁素体/马氏体钢HT-9; 夏比冲击实验; 尺寸效应; Jonhnson-Cook模型
中图分类号: TL341 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-6931(2026)02-0387-10
doi: 10.7538/yzk.2025.youxian.0329

Size Effect on Charpy Impact Upper-shelf Energy of HT-9 Steel Based on Finite Element Method

GUAN Haoyang[1], WANG Hanxiao[2], SUN Lu[1], GONG Aoxiang[1], TONG Zhenfeng[1,*]
(1. *School of Nuclear Science and Engineering*, *North China Electric Power University*, *Beijing* 102206, *China*;
2. *China Nuclear Power Technology Research Institute Co.*, *Ltd.*, *Shenzhen* 518000, *China*)

Abstract: The compact space inside a nuclear reactor greatly limits the arrangement of standard Charpy specimens for monitoring radiation embrittlement of reactor pressure vessels. The traditional standard specimens occupy a large amount of space in the irradiation supervision capsule, resulting in a shortage of irradiation supervision specimens. Although some have proposed sample miniaturization to improve the space utilization of irradiation monitoring capsules, providing sufficient data support for extending the lifespan of nuclear power plants. But this strategy brings a key challenge: There is a size effect on impact test datasets of different sizes, which cannot be directly compared and requires scaling the data through normalization methods. The establishment of normalization methods often relies on a large number of experiments as support, inevitably resulting in resource waste. As one of the core analysis methods in the current industrial field, finite element analysis is mainly reflected in multiple dimensions such as optimization design, risk assessment, and cost control. Therefore, this study focuses on the

收稿日期: 2025-04-24; **修回日期:** 2025-05-18
基金项目: 国家重点研发计划(2022YFB3707605)
* **通信作者:** 佟振峰

problem of specimen shortage caused by limited reactor space, and focuses on the core scientific issue of Charpy-V notch impact specimen size effect. Through uniaxial tensile testing and finite element inverse analysis, a Johnson Cook (J-C) constitutive model and failure model were established for ferritic/martensitic steel HT-9, and the model parameters were calibrated. Based on this model, correlations were constructed between impact test data of different sizes. At the same time, experimental evaluations were conducted on standard and KLST miniature Charpy-V notch specimens to obtain the effect of temperature on impact absorption energy. The data was fitted using a hyperbolic tangent function, and then the influence of size effect on HT-9 impact fracture behavior was systematically analyzed. The experimental results show that as the specimen size decreases, the ductile brittle transition temperature (DBTT) obtained from the Charpy impact test decreases, while the impact resistance of the material gradually increases with the decrease in size. The influence of three-dimensional constraints on the Charpy-V notch specimen and the effect on the upper shelf energy (USE) at different size scales were studied using numerical analysis methods. In addition, a normalized model was developed by fitting the finite element simulation results to correlate the usage of impact specimens of different sizes. Compared with the experimental values, the prediction relative error calculated by this conversion method is within 5%. And the effects of specimen thickness, relative notch depth, and notch root radius on the external constraint T_z and stress triaxiality h were investigated. Based on the variation law of equivalent plastic strain area of specimens of different sizes, a correlation was constructed between the ductile brittle transition temperature of standard specimens and KLST specimens. This research method demonstrates the accuracy and efficiency advantages of finite element based numerical simulation in solving the Charpy impact size effect problem, especially in linking specimen size with macroscopic fracture mechanics response.

Key words: ferritic/martensitic steel HT-9; Charpy impact test; size effect; Jonhnson-Cook model

铁素体/马氏体钢 HT-9 因其在快中子谱高温条件下能有效抑制空洞肿胀和氦脆效应，是第 4 代反应堆堆芯和压力容器等部件的重要候选结构材料之一[1-2]。反应堆压力容器（RPV）作为核电站的关键部件，其不可更换的特性决定了核电站服役寿命，为保证核电站的运行，会定期取出辐照监测样品进行评估[3-4]。但由于辐照监督管内空间有限，为提高材料的利用率，需要对材料的尺寸进行缩减，而且小尺寸试样也可以有效应对辐照后试样存在的感生放射性和辐照参数梯度过大等问题。然而，试样尺寸的变化不可避免地会产生尺寸效应，导致测量结果与标准实验结果存在偏差，这严重阻碍了小尺寸试样测试技术的发展，因此在小尺寸试样与标准试样之间构建有效的转换关系显得尤为重要。

除了实验研究外，数值分析也是研究材料断裂性能尺寸效应的重要手段，如有限元法。有限元法可以将连续体离散为单元和节点，通过单元刚度矩阵和边界条件建立方程组，求解节点位移后计算应力应变，评估结构性能。传统的弹塑性模型无法兼顾多物理场的耦合作用，多侧重于研究单一因素影响，难以描述材料发生大形变时的动态行为。随后发展的 Bodner-Partom、Zerilli-Armstrong 等模型虽能描述动态行为，但需要进行实验标定的模型参数过多，过高的实验成本导致其在工程中的应用受限。针对这些问题，Johnson 和 Cook 提出的 Johnson-Cook（J-C）模型能够捕捉材料在冲击过程中高应变率的强化效应，并且考虑绝热升温导致的热软化效应。J-C 模型参数少且易标定，显式表达式能缩短计算时间，平衡了工程需求与模型实用性，这些优势加速了其在有限元数值模拟中的发展。Sun 等[5] 通过实验确定 A508-Ⅲ钢的 J-C 本构和失效模型参数，通过不同加载速率下的动态断裂实验验证了模型参数的可靠性。杨越等[6] 结合单轴拉伸实验与有限元模拟反向标定了 A508-Ⅲ钢的 GTN 模型参数，在此基

础上分析小尺寸紧凑拉伸试样的断裂行为，且取得很好的结果，这为本文 J-C 模型参数的标定提供了很好的思路。Cao 等[7] 通过有限元法模拟不同试样厚度和摆锤速度、半径对 X80 管线钢夏比冲击实验结果的影响，并且建立了小尺寸试样与标准试样的冲击吸收功相关模型，以及不同实验结果之间的转换关系。目前关于 HT-9 钢的 J-C 本构和失效参数还鲜有报道，而且对于微小尺寸 KLST 试样与标准试样的冲击吸收功转换关系的研究也亟待完善。同时，目前许多量化表征约束效应的方法都是基于有限元法，也有不少文献报道了依赖塑性变形区域对韧脆转变温度（DBTT）的修正[8-12]，但有关夏比冲击试样尺寸变化对三维约束影响的研究还有待补充。

本文针对核电站中辐照监督空间利用率低以及监测试样带有感生放射性等难题，以第 4 代反应堆候选材料 HT-9 钢为研究对象，构建 J-C 力学本构损伤关系，标定模型参数并验证其有效性，开展 KLST 试样的抗冲击性能模拟，并与实验结果进行对比。同时，讨论不同尺寸变化对于夏比-V 型缺口试样三维约束和冲击吸收功的影响，在不同尺寸试样之间建立归一化模型，以填补小尺寸试样冲击数据向标准试样数据转换这一空白。

1　实验过程

1.1　材料与单轴拉伸实验

本文采用的实验材料为铁素体/马氏体钢 HT-9，经台式光谱仪检测后其化学成分如表 1 所列。采用慢走丝线切割工艺将板材切割成扁平拉伸试样，尺寸为 12.5 mm×30 mm×3 mm（厚度×标距×宽度），随后按照 GB/T 228.1—2010《金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法》，在电子万能试验机上对试样进行拉伸测试，测试温度为室温（25 ℃），应变速率为 0.001 s^{-1}，采用引伸计采集拉伸过程中材料应变数据。实验获得的工程应力-工程应变及真实应力-真实应变曲线如图 1 所示。

1.2　夏比-V 型缺口冲击实验

根据 GB/T 229—2020《金属材料夏比摆锤冲击试验方法》，制备标准尺寸试样（10 mm×10 mm×55 mm）和首个被国际标准采纳的小型夏比-V 型缺口试样——KLST 试样（3 mm×4 mm×27 mm）进行夏比冲击实验，摆锤质量为 32.9 kg，冲击速度为 5.24 m/s。二者冲击吸收功随温度的变化曲线如图 2 所示，其中 USE 为上平台能量。采用双曲正切函数拟合数据点，其表达式为：

$$E = \frac{U_P + U_1}{2} + \frac{U_P - U_1}{2}\tanh\frac{T-b}{a} \qquad (1)$$

式中：E 为冲击能量，J；U_P 为上平台能量，J；U_1 为下平台能量，J；T 为实验温度，℃；a、b 为拟合参数。由图 2 可知，由于尺寸的大幅减少，USE 从标准尺寸的 122.0 J 下降到 6.4 J，韧脆转变区域发生明显左移。目前的研究通常将冲击吸收功等于 41 J 时所对应的温度定义为材料的 DBTT 点，该定义却无法适用于小尺寸试样，故而本文选取上平台能量值 50% 对应的温度为 DBTT 点，标准试样与 KLST 试样的 DBTT 分别为−23.1 ℃ 和−69.8 ℃。

表 1　HT-9 钢的化学成分

Table 1　Chemical composition of HT-9 steel

元素	质量分数/%
Cr	11.8
Mn	0.49
Si	0.22
Mo	0.95
W	0.5
V	0.29
C	0.18
Fe	余量

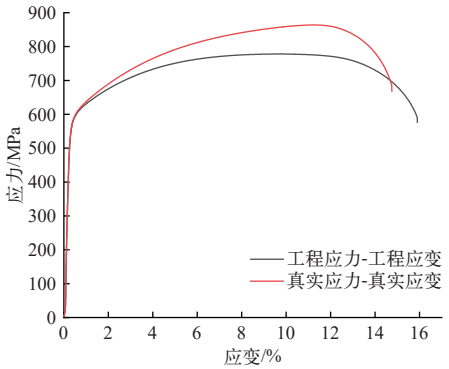


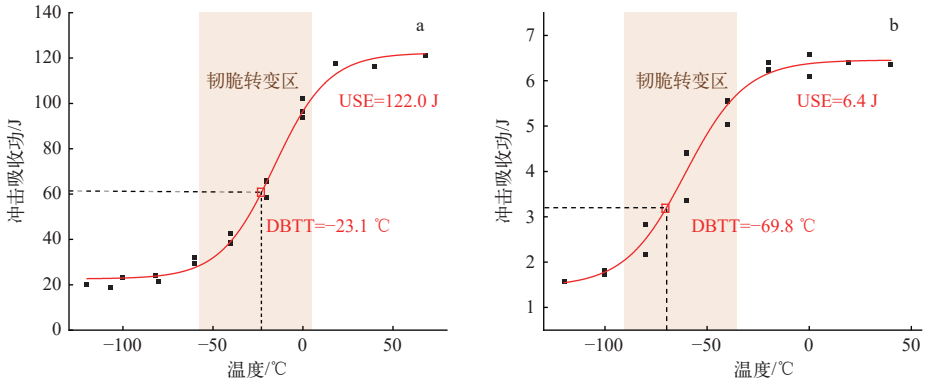
图 1　HT-9 钢应力-应变曲线

Fig. 1　HT-9 steel stress-strain curve

2　理论模型构建与尺寸效应模拟

2.1　Johnson-Cook 本构模型及失效准则

J-C 本构模型可以对冲击过程中 HT-9 钢的流动应力行为进行描述，而且该模型是一个能反映



a——标准试样；b——KLST 试样

图 2 夏比冲击吸收功随温度的变化曲线

Fig. 2 Curve of Charpy impact absorption energy versus temperature

应变硬化、应变率强化效应和温度软化效应的力学模型[13]，其本构关系为：

$$\sigma_{eq} = \left[A + B\varepsilon_{eq}^{n}\right][1 + C\ln\dot{\varepsilon}^{*}][1 - T^{*m}] \qquad (2)$$

式中：σ_{eq} 为等效塑性应力，MPa；ε_{eq} 为等效塑性应变；A 为参考应变率和参考温度下的屈服应力，MPa；B 为材料应变硬化模量，MPa；n 为材料应变硬化指数；$\dot{\varepsilon}^{*}$ 为无量纲等效塑性应变率，$\dot{\varepsilon}^{*} = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$，其中 $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率，$\dot{\varepsilon}$ 为实际应变率，s^{-1}；C 为材料应变率强化参数；T^{*} 为无量纲温度，$T^{*} = (T - T_r)/(T_m - T_r)$，其中 T_r 为环境温度，T_m 为材料熔点温度，T 为实验温度，K；m 为材料热软化指数。本文不考虑温度影响，令 $T=T_r$，则 $T^{*}=0$。

同时，对于材料的失效过程，Johnson 和 Cook 也定义了经验型材料失效准则：

$$D = \sum \frac{\Delta\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_f} \qquad (3)$$

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \cdot \sigma^{*})\right][1 + D_4 \ln\dot{\varepsilon}^{*}][1 + D_5 T^{*}] \qquad (4)$$

式中：D 为累积损伤因子，其初始值为 0，当 D 达到临界值 1 时，认为该单元失效；$\Delta\varepsilon_{eq}$ 为等效塑性应变增量；ε_f 为断裂应变；σ^{*} 为应力三轴度；D_1、D_2、D_3 为应力三轴度影响参数；D_4 为应变率敏感系数；D_5 为温度敏感系数。式(4)通过分离式应变项、应变率项和温度项，能够有效反映材料的动态失效行为。具体材料参数值如表 2 所列。

表 2 HT-9 钢的 J-C 模型参数

Table 2 J-C model parameter of HT-9 steel

参数	参数值
A, MPa	580
B, MPa	1 200
n	0.56
C	0.015
m	0
D_1	0.155
D_2	4.22
D_3	3.33
D_4	0.01
D_5	0

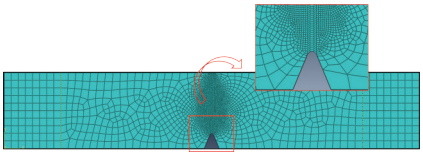


图 3 KLST 试样有限元模型

Fig. 3 Finite element model of KLST specimen

2.2 KLST 试样冲击过程模拟

为了准确再现冲击过程，结合上述 J-C 模型参数，在有限元软件中建立了 KLST 试样的冲击仿真模型，如图 3 所示。为提升计算效率，砧座与锤头均被简化为刚体模型。砧座跨度为 20 mm，将其边界条件设置为完全固定，摆锤的质量为 2.08 kg，对摆锤施加速度边界条件，大小为 3.8 m/s。摆锤与试样的相互作用方式为表面与表面接触，摩擦系数为 0.2。针对裂纹扩展区域网格精细化处理，网格单元类型为 C3D8R，裂纹尖端的最小网格单元尺寸为 0.1 mm，总计 96 672 个单元。整体采用减缩积分以及沙漏控制进行计算，当单元的累积损伤达到临界值时，判断单元失效并删除，从而实现材料的断裂过程模拟。

图 4 所示为 KLST 试样实验结果与仿真结果的对比。图 4 中仿真结果与实验结果具有良好的一致性，仿真所得的数据与实验获得的示波曲线近乎完美重合。此外，数值仿真得到 KLST 试样的 USE 为 6.6 J，与实验值的相对偏差约为 3%，这一结果有力地验证了仿真模型的高度准确性。

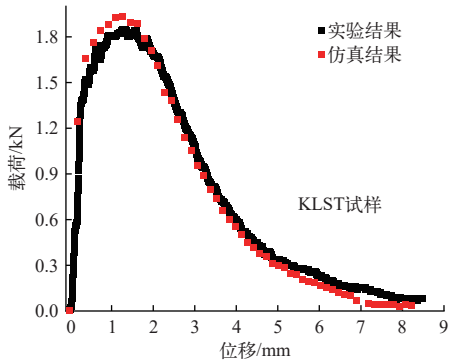


图 4　KLST 试样载荷随位移的变化曲线

Fig. 4　Curve of KLST specimen load versus displacement

3　数值结果与分析

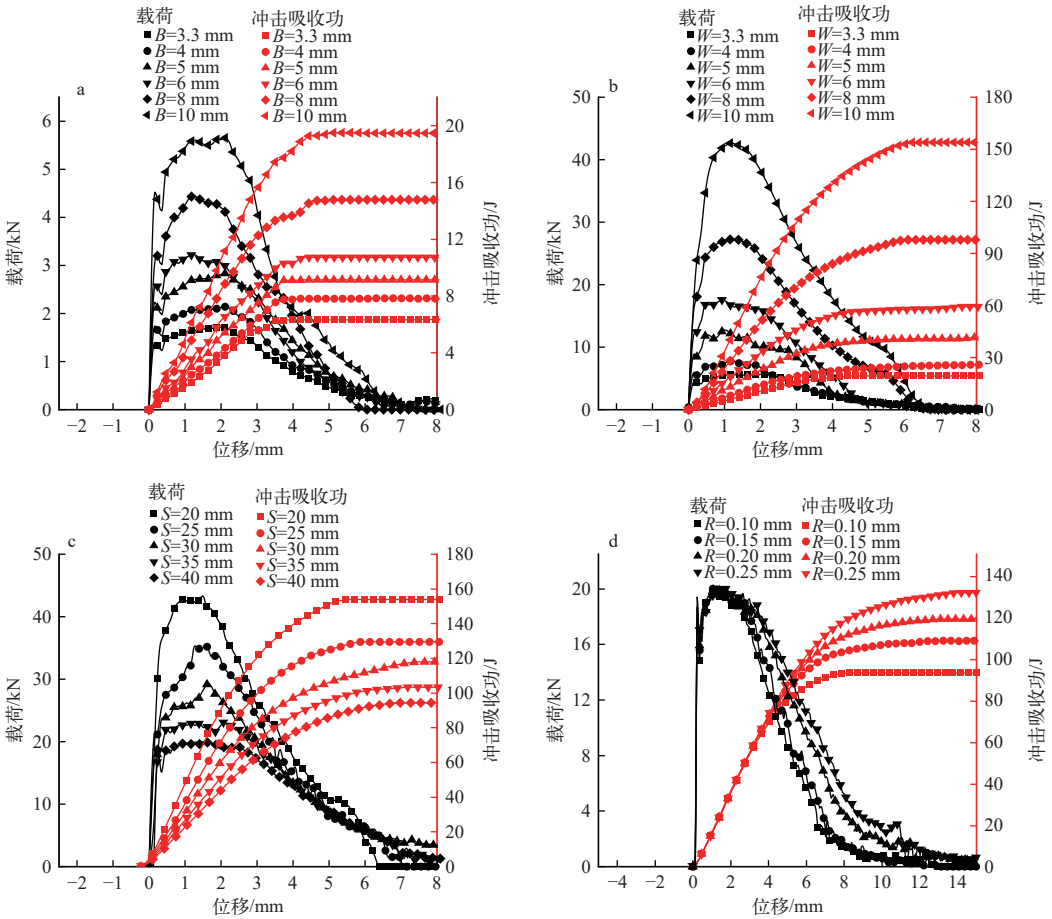
3.1　上平台能量尺寸效应

目前关于夏比冲击试样尺寸效应的研究主要是针对厚度而言，关于其他尺寸因素的报道少之又少。为从宏观角度探究试样尺寸与 USE 间的联系，通过构建尺寸梯度变化的数值分析模型，讨论试样厚度（B）、宽度（W）、砧座跨度（S）和缺口根半径（R）等多方面因素对 USE 的影响。经模拟实验与数据分析后，结果如图 5 所示。从图 5a 可知，载荷和冲击吸收功都随着厚度增加稳步上升，这得益于横截面积增大带来的塑性强化。相似地，试样宽度的增加也会增大横截面积，但从图 5b 中可以明显看到，由于宽度的增加扩大了塑性变形区，裂纹扩展路径被延长，故而相较于厚度增加，宽度增加对冲击吸收功的影响更加显著。标准试样与 KLST 试样砧座跨度与缺口根半径的区别也是不得不考虑的影响因素。图 5c 显示随着砧座跨度的增加，位移-载荷曲线以及位移-冲击吸收功曲线均呈现下降趋势，这是因为砧座跨度增大削弱缺口处的约束作用，且三维应力集中效应降低，试样更易进入平面应力状态，裂纹扩展阻力减小，导致冲击吸收功显著降低。由图 5d 可知，冲击吸收功随着试样的缺口根半径增加而上升，从断裂力学理论得知，应力集中系数与缺口根半径呈反比，在李有堂等[14]的研究中也报道了这一结论。说明较大的缺口根半径能够使得材料在冲击载荷作用下吸收更多的能量，展现出更为优异的抗冲击性能。

由于上述使用到的 J-C 模型参数均来自于室温下的力学测试，因此可以很好地反映 HT-9 钢在室温下的冲击吸收功，即 USE。为了从数值分析中提取具有实用意义的预测模型，将数据归一化之后如图 6 所示，并通过曲线拟合获取 USE 随试样尺寸变化的趋势。其中：A 为单一尺寸归一化因子，通过拟合不同试样冲击吸收功与尺寸间的关系获得；KV 为冲击吸收功；下标 cvn 表示标准试样，scvn 表示小尺寸试样。

如图 6a 所示，通过拟合数据点，确定冲击吸收功与试样厚度变化之间的联系，亚尺寸试样和标准试样冲击吸收功之间的关系与厚度呈正比，ASTM A307-14 标准中也规定 SCVN 和 CVN 之间的转换关系与厚度呈正比[15]。当试样宽度增加时，冲击吸收功变化如图 6b 所示。由于横向约束减弱，塑性钝化范围沿宽度方向扩大，裂纹扩展长度增加，同时裂纹扩展路径在宽试样中更易分叉或形成多向次级裂纹，能量耗散效率提升。砧座跨度变化对冲击吸收功的影响如图 6c 所示，参与塑性变形的材料体积随砧座跨度增加而增加，这会降低三维应力集中效应，导致裂纹扩展阻力减小，呈现出冲击吸收功随砧座跨度增加而显著下降的趋势。从图 6d 发现，冲击吸收功随缺口根半径增大而上升，而当缺口根半径增大到一定程度后，冲击吸收功变化不再明显。在 Kobayashi 等[16]的研究中也报道了类似现象，因为此时材料整体塑性变形能力成为能量吸收的主导因素，缺口几何的影响逐渐饱和，能量增长速率放缓，符合对数函数变化特征。

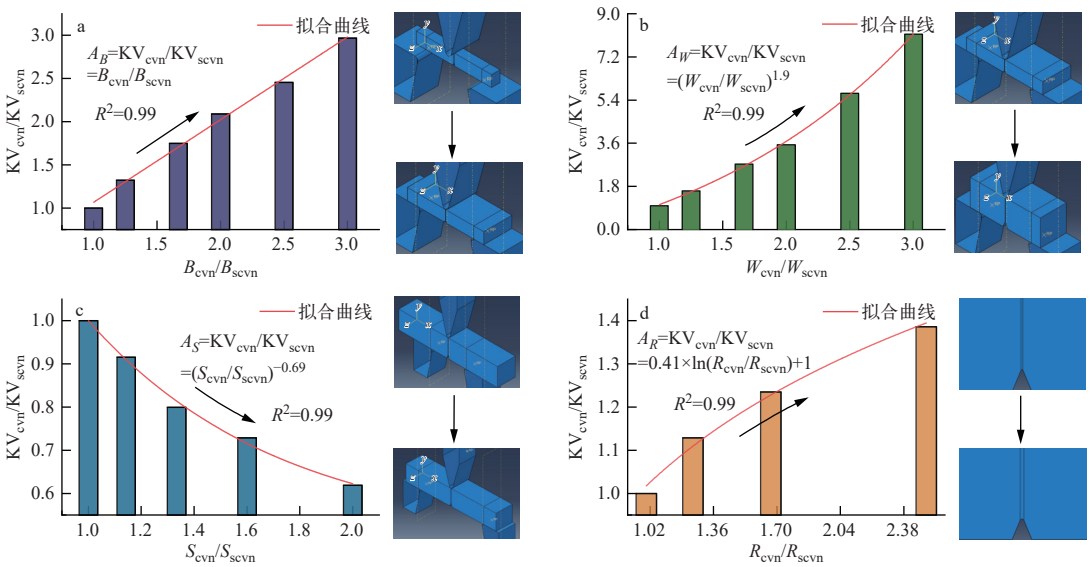
综上所述，利用上述拟合关系可有效实现夏比冲击 KLST 试样数据向标准试样数据的转换，实现基于小尺寸试样实验结果对标准试样 USE 的预测。结合已报道的夏比冲击尺寸效应相关文献，其中包括多种亚尺寸试样（1/2-size、1/3-size、KLST、RHS 等）[17-24]，根据亚尺寸数据的 USE 预测值与实验值的对比如图 7 所示，其中，NF 为统一归一化因子。本文经归一化公式计算得出的标准试样冲击吸收功预测值为 128 J，相对偏差在 5% 以内。



a——厚度；b——宽度；c——砧座跨度；d——缺口根半径

图 5 不同尺寸因素对夏比冲击实验位移-载荷和位移-冲击吸收功曲线的影响

Fig. 5 Effect of size factor on displacement-load and displacement-energy curve in Charpy impact test



a——厚度；b——宽度；c——砧座跨度；d——缺口根半径

图 6 试样尺寸与上平台能量的归一化拟合关系

Fig. 6 Normalized fitting relationship between sample size and USE

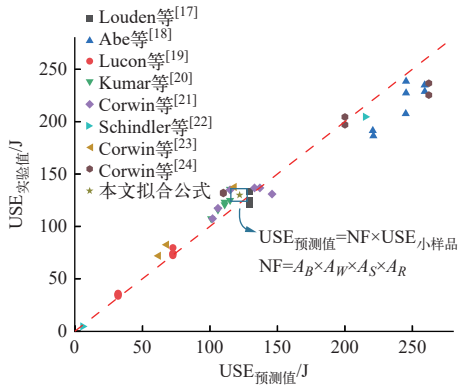


图 7　基于本文归一化因子的 USE 预测值与实验值的对比

Fig. 7　Comparison between predicted and experimental values of USE based on normalization factor

3.2　三维约束水平尺寸效应

在研究 USE 尺寸效应的过程中发现，试样尺寸似乎是通过改变材料的塑性变形能力来影响冲击吸收功，而材料的塑性变形与其受到的三维约束有密切关联，即试样尺寸变化会对三维约束水平产生影响。针对此现象，基于数值仿真方法研究试样厚度、相对缺口深度和缺口根半径对面外拘束 T_z 和应力三轴度 h 的影响，结果如图 8 所示。其中：

$$T_z = \frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{xx}+\sigma_{yy}} \tag{5}$$

$$h = \sigma_{\mathrm{m}}/\sigma_{\mathrm{e}} \tag{6}$$

式中：σ_{xx}、σ_{yy}和σ_{zz}分别为 x、y 和 z 方向上的主应力，MPa；σ_{m}和σ_{e}分别为平均应力和 Mises 等效应力，MPa。

图 8 展示的是缺口处沿厚度方向的三维约束分布，其中 z 为缺口处沿厚度方向从一点到截面中心的距离，z/B=0 对应试样中心，z/B=0.5 对应试样表面。从图 8a、b 中发现，随着试样厚度的减少，会显著降低厚度方向的三维约束，尤其是 z/B=0 处的约束水平，导致材料从接近平面应变状态向平面应力状态转变，平面应力状态下，材料更容易发生塑性变形。而图 8c、d 表明 T_z 和 h 受相对缺口深度的影响并不明显，可能是因为这 2 个拘束参量更多是反映试样厚度方向约束变形的能力，本质是缺口尖端在厚度方向上的应力或应变梯度限制，而这一梯度主要由厚度方向的几何约束决定，并非相对缺口深度。图 8e、f 反映了缺口根半径对 T_z 和 h 的影响，值得注意的是，随着缺口尖锐程度的升高，h 和 T_z 呈现不同的变化趋势。h 存在明显差异的原因是：虽然平均应力 σ_{m} 和 Mises 等效应力 σ_{e} 都随面内应力的增加而增加，但是 σ_{m} 的增幅要大于 σ_{e}，从而导致 h 整体升高。在平面应变条件下，T_z 本质反映材料泊松比特性，而非缺口几何特征，其值由材料本构行为主导，故变化不显著。

3.3　基于塑性区域面积的韧脆转变温度修正

通过有限元法分析，获取标准试样与 KLST 试样冲击过程中的塑性区变化规律，等效塑性应变 ε_{P} 等值线分布如图 9 所示。经过对坐标点提取计算后，得到标准试样与 KLST 试样等效塑性应变等值线所包围的面积 $A_{\mathrm{KLST\,试样}}$=1.18，$A_{\mathrm{标准试样}}$=3.71，因此 $\frac{A_{\mathrm{KLST试样}}}{A_{\mathrm{标准试样}}}=0.32$。结合 1.2 节夏比冲击实验测得的数据，$\frac{\mathrm{DBTT}_{\mathrm{KLST试样}}}{\mathrm{DBTT}_{\mathrm{标准试样}}}=0.33$，由此可以近似地得到不同尺寸试样之间的 DBTT 修正方法（式(7)）。该方法量化不同尺寸试样的塑性区面积比值，在 KLST 试样与标准试样的 DBTT 之间建立关联。值得注意的是，Mu 等[12] 分析了等效塑性应变等值线选择的独立性，不同的等值线几乎给出了相同的结果，因此等值线的选择不会对该 DBTT 修正方法带来误差。

$$\mathrm{DBTT}_{\mathrm{标准试样}} \approx \frac{A_{\mathrm{标准试样}}}{A_{\mathrm{KLST试样}}} \times \mathrm{DBTT}_{\mathrm{KLST试样}} \tag{7}$$

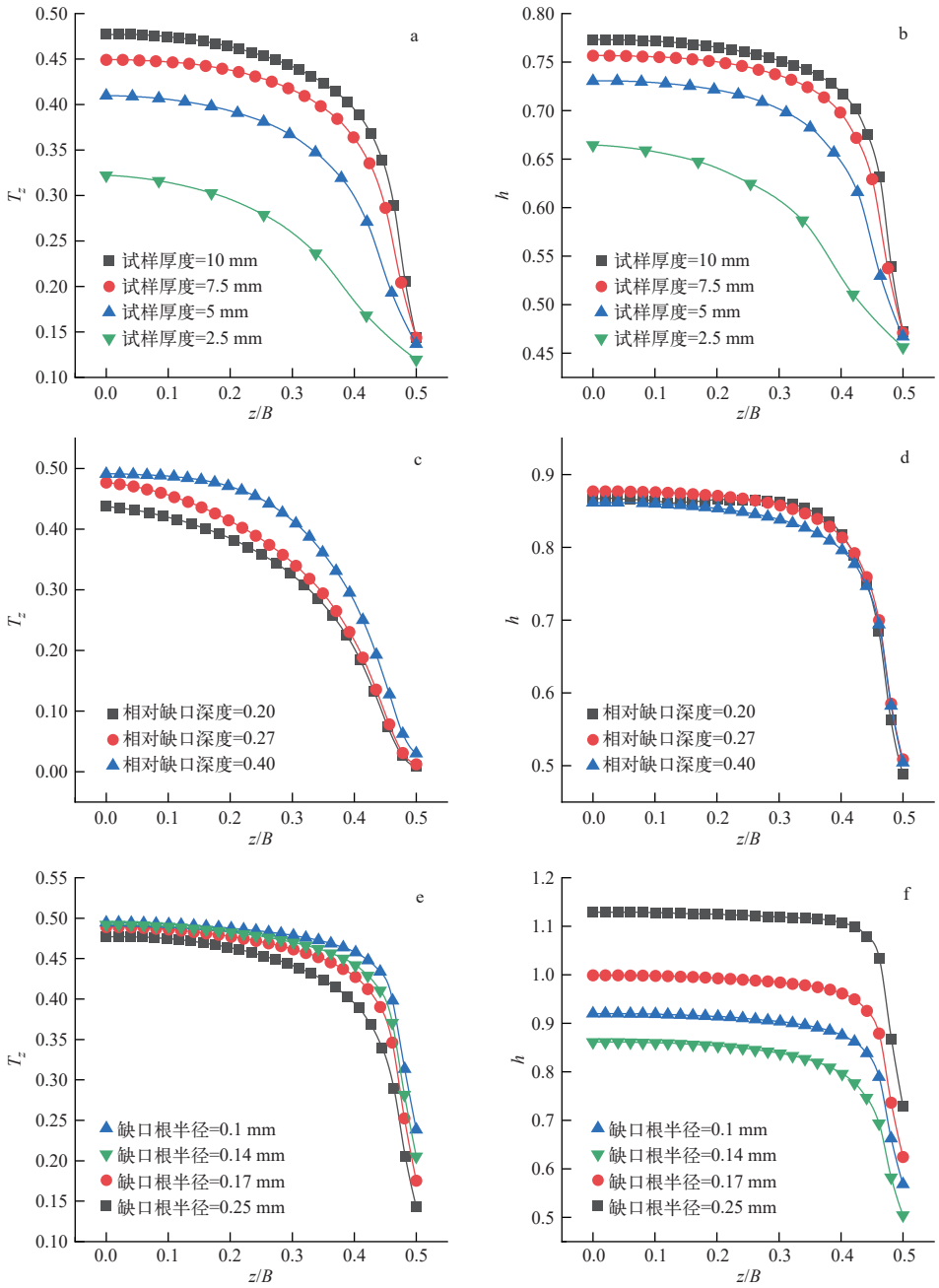
4　结论

本文通过实验与数值模拟相结合的方式研究了不同试样尺寸对铁素体/马氏体钢 HT-9 夏比冲击实验的影响，得到的主要结论如下。

1）冲击吸收功随试样厚度增加而上升，呈现正比例关系。试样宽度变化对冲击吸收功的影响尤为明显，冲击吸收功随试样宽度增加呈指数上升趋势。砧座跨度的增加能使试样碰撞过程中产生更充分的塑性变形，导致冲击吸收功下降。随着缺口根半径的增加，缺口处的应力集中得到缓解，抗冲击断裂性能得到提升。

2）基于已报道文献中的相关数据及本文的夏比冲击实验结果，对该关联方法开展检验。所构建的归一化模型可基于小尺寸试样的测试数据，对标准试样的上平台能量实现有效预测，且本文预测值与实验值的相对偏差控制在 5% 以内。

3）探讨了试样厚度、相对缺口深度和缺口根



a, b——厚度; c, d——相对缺口深度; e, f——缺口根半径

图 8 夏比冲击试样尺寸对 T_z 和 h 的影响

Fig. 8 Influence of Charpy impact specimen size on T_z and h

半径对 T_z 和 h 的影响。基于不同尺寸试样等效塑性应变面积的变化规律，在标准试样与 KLST 试样的 DBTT 之间建立了转换模型：$\mathrm{DBTT}_{标准试样} \approx \frac{A_{标准试样}}{A_{KLST试样}} \times \mathrm{DBTT}_{KLST试样}$。

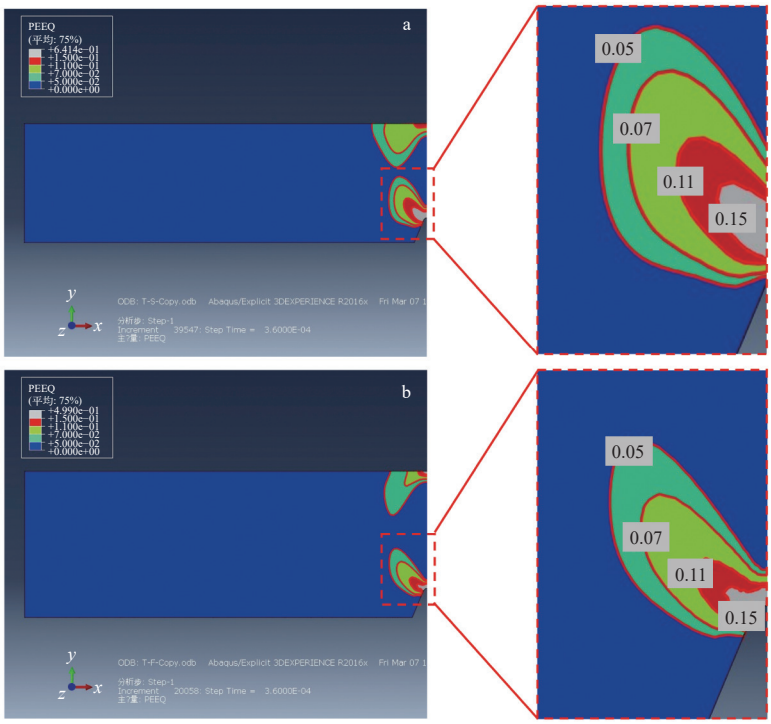
参考文献：

[1] BALUC N, GELLES D S, JITSUKAWA S, et al. Status of reduced activation ferritic/martensitic steel development[J]. Journal of Nuclear Materials, 2007, 367: 33-41.

[2] LI S, TONG Z, CHENG S, et al. Resistance to embrittlement in ferritic/martensitic steel with TaWVCr coating in oxygen-saturated lead-bismuth eutectic at 350 ℃[J]. Surface and Coatings Technology, 2025, 497: 131729.

[3] 林虎, 钟巍华, 佟振峰, 等. 国产反应堆压力容器的辐照脆化行为及预测[J]. 原子能科学技术, 2021, 55(7): 1170-1176.

LIN Hu, ZHONG Weihua, TONG Zhenfeng, et al. Irradi-



a——KLST 试样; b——标准试样

图 9　等效塑性应变 ε_P 等值线分布

Fig. 9　Distribution of equivalent plastic strain ε_P isoline

ation embrittlement behavior and prediction of domestic reactor pressure vessel[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2021, 55(7): 1170-1176(in Chinese).

[4] ODETTE G R, LUCAS G E. Embrittlement of nuclear reactor pressure vessels[J]. JOM, 2001, 53(7): 18-22.

[5] SUN J, CUI G, LI Y, et al. Investigation on the dynamic fracture behavior of A508-Ⅲ steel based on Johnson-Cook model[J]. International Journal of Fracture, 2023, 243(1): 105-121.

[6] 杨越, 李逸涵, 杨万欢, 等. 小尺寸 CT 试样断裂行为的 GTN 细观损伤模型研究[J]. 原子能科学技术, 2024, 58(2): 411-420.
YANG Yue, LI Yihan, YANG Wanhuan, et al. Study on fracture behavior of mini-CT specimen based on GTN mesoscopic damage model[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2024, 58(2): 411-420(in Chinese).

[7] CAO Y, ZHEN Y, SONG M, et al. Determination of Johnson-Cook parameters and evaluation of Charpy impact test performance for X80 pipeline steel[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2020, 179: 105627.

[8] 于盟. Q690 高强钢冲击性能的尺寸效应研究及断裂韧性预测[D]. 沈阳: 东北大学, 2019.

[9] YANG J, WANG G Z, XUAN F Z, et al. Unified correlation of in-plane and out-of-plane constraint with fracture resistance of a dissimilar metal welded joint[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, 115: 296-307.

[10] 郭昊函. 拘束效应对微观疲劳裂纹萌生及扩展的影响研究[D]. 上海: 上海理工大学, 2023.

[11] YANG J, WANG G Z, XUAN F Z, et al. Unified correlation of in-plane and out-of-plane constraints with fracture toughness[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2014, 37(2): 132-145.

[12] MU M Y, WANG G Z, XUAN F Z, et al. Unified correlation of wide range of in-plane and out-of-plane constraints with cleavage fracture toughness[J]. Procedia Engineering, 2015, 130: 803-819.

[13] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1): 31-48.

[14] 李有堂, 周强. 缺口参数对应力集中系数和疲劳缺口系数的影响[J]. 兰州理工大学学报, 2013, 39(5): 159-161.
LI Youtang, ZHOU Qiang. Effect of notch parameter on stress concentration factorand fatigue notch factor[J]. Journal of Lanzhou University of Technology, 2013, 39(5): 159-161(in Chinese).

[15] ASTM International. ASTM A370-22 Standard test

methods and definitions for mechanical testing of steel products[S]. US: ASTM, 2022.

[16] KOBAYASHI S, NAKAYAMA K, MUTOH Y, et al. Impact strength of notched specimen for sintered W-Ni-Fe alloy[J]. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, 1990, 56(530): 2070-2077.

[17] LOUDEN B S, KUMAR A S, GARNER F A, et al. The influence of specimen size on charpy impact testing of unirradiated HT-9[J]. Journal of Nuclear Materials, 1988, 155: 662-667.

[18] ABE F, NODA T, ARAKI H, et al. Effect of specimen size on the ductile-brittle transition behavior and the fracture sequence of 9Cr-W steels[J]. Journal of Nuclear Materials, 1987, 150(3): 292-301.

[19] LUCON E, MCCOWAN C N, SANTOYO R L. Overview of NIST activities on sub-size and miniaturized charpy specimens: Correlations with full-size specimens and verification specimens for small-scale pendulum machines[C]//ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference. US: [s. n.], 2015.

[20] KUMAR A S, LOUDEN B S, GARNER F A, et al. Recent improvements in size effects correlations for DBTT and upper shelf energy of ferritic steels[M]//Small Specimen Test Techniques Applied to Nuclear Reactor Vessel Thermal Annealing and Plant Life Extension. US: [s. n.], 1993.

[21] CORWIN W R, KLUEH R L, VITEK J M. Effect of specimen size and nickel content on the impact properties of 12Cr-1MoVW ferritic steel[J]. Journal of Nuclear Materials, 1984, 122(1-3): 343-348.

[22] SCHINDLER H J, BERTSCHINGER P. Relation of fracture energy of sub-sized charpy specimens to standard charpy energy and fracture toughness[J]. Transferability of Fracture Mechanical Characteristics, 2002: 213-224.

[23] CORWIN W R, LUCAS G E. The use of small-scale specimens for testing irradiated material: A symposium sponsored by ASTM committee E-10 on nuclear technology and applications, albuquerque[M]. US: ASTM International, 1986.

[24] CORWIN W, HOUGLAND A. Effect of specimen size and material condition on the Charpy impact properties of 9Cr-1Mo-V-Nb steel[M]//The Use of Small-Scale Specimens for Testing Irradiated Material. US: ASTM International, 1986.