文章编号:1007-9629(2025)12-1291-10

基于孔洞扩张模型的钢筋延性断裂分析

尹 越[1,2,*], 李福康[1], 谷艺梅[1]
(1.天津大学 建筑工程学院, 天津 300072; 2.天津大学 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室, 天津 300072)

摘要:进行光滑圆棒单调拉伸试验确定HRB400E钢筋力学性能和本构关系;根据钢筋受力特点设计缺口圆棒试件,进行单调拉伸试验,结合有限元数值模拟,校准得到HRB400E钢筋孔洞扩张模型的材料参数η=2.03;基于孔洞扩张模型对钢筋受拉断裂全过程进行数值模拟。结果表明:模拟得到的钢筋断裂过程与试验结果完全一致;孔洞扩张模型预测的钢筋断裂位移与试验结果吻合较好,最大误差在10%以内,验证了采用孔洞扩张模型进行钢筋延性断裂分析的适用性和准确性。

关键词:钢筋;延性断裂;孔洞扩张模型;力学性能;断裂过程
中图分类号:TU511.3+2;TV313 **文献标志码**:A **doi**:10.3969/j.issn.1007-9629.2025.12.014

Ductile Fracture Analysis of Steel Reinforcing Bar by Void Growth Model

YIN Yue[1,2,*], *LI Fukang*[1], *GU Yimei*[1]
(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Key Laboratory of Coastal Structures in Civil Engineering and Safety of Ministry of Education, TianjinUniversity, Tianjin 300072, China)

Abstract: Tension coupon tests were conducted on HRB400E steel reinforcing bars. Mechanical properties and constitutive relationship of the material were determined. Notched round bar specimens were designed according to general stress state of steel reinforcing bars. Monotonic tensile tests were conducted on the notched round bar specimens. The void growth model (VGM) was calibrated for the HRB400E steel reinforcing bars based on the test results and complementary finite element analysis. The material parameter of the VGM was determined to be η=2.03. Monotonic tensile tests were conducted on HRB400E steel reinforcing bars. Ductile fracture of the steel reinforcing bars was observed. The entire fracture processes of the steel reinforcing bars were numerically simulated with the VGM. The fracture processes obtained by the simulation are consistent with the test results. The fracture displacements predicted by the VGM agree well with the test results, with a maximum error within 10%. The applicability and accuracy of the VGM in ductile fracture analysis of steel reinforcing bars are thus verified.

Key words: steel reinforcing bar; ductile fracture; void growth model; mechanical property; fracture process

钢筋是钢筋混凝土结构的重要组成材料,对钢筋混凝土结构的承载力和抗震性能均有较大影响。钢筋混凝土结构中的钢筋以受拉为主,在正常工作条件下,钢筋内的拉应力小于其屈服强度,钢筋保持在弹性状态。然而,过载[1]或罕遇地震作用[2-4]可能使钢筋承受的拉应力超过其屈服强度,导致钢筋屈服,甚至发生断裂,造成钢筋混凝土结构失效。目前对钢筋的研究主要集中在材料基本力学性能[5-8],以及温度、腐蚀及循环荷载等对钢筋基本力学性能的影响[9-15],对钢筋断裂问题研究相对较少。建立钢筋的微观断裂模型,进行钢筋延性断裂分析,将有助于更准确地把握钢筋强度破坏的极限状态,同时也为钢筋在低温、腐蚀和超低周疲劳荷载下的延性断裂研究打下基础。

收稿日期:2024-11-14;修订日期:2025-06-09
第一作者(通讯作者):尹 越(1971—),男,吉林伊通人,天津大学副教授,博士。E-mail:yinyue@tju.edu.cn

钢筋屈服后发生的断裂伴随着较大塑性变形，属于延性断裂[16]。近年来，微观断裂模型已成为处理钢结构延性断裂的有效工具[17-21]，与钢结构构件和节点相比，钢筋的延性断裂具有不同的特点：一方面，钢结构构件和节点的延性断裂通常发生在应力集中部位，而钢筋构型简单、受力均匀，其延性断裂受应力集中的影响相对较小；另一方面，由于钢结构构件或节点尺寸较大，受限于计算成本，针对钢结构构件或节点延性断裂数值模拟的研究相对较少，而钢筋简单的受力状态使得微观断裂模型可更方便地应用于钢筋延性断裂分析。微观断裂模型基于微观孔洞的演化规律进行材料延性断裂的预测，孔洞扩张模型（void growth model，VGM）[22]是应用最为广泛的微观断裂模型，该模型只需一个参数即可定义材料抵抗延性断裂的能力，断裂准则简单、易用。

HRB400E热轧带肋钢筋（Ⅳ级钢筋）是目前中国主流抗震钢筋，具有强度高、延性好、工艺简单、成本低等优点。本文以HRB400E热轧带肋钢筋为研究对象，通过试验确定钢筋基本力学性能和本构关系，校准钢筋孔洞扩张模型的材料参数，验证采用孔洞扩张模型进行钢筋延性断裂分析的适用性和准确性。

1 孔洞扩张模型

孔洞扩张模型认为，钢材的延性断裂是材料中微孔洞演化的结果，微孔洞的演化包括形核、扩张和聚合三个环节。在拉伸作用下，钢材基质中第二相粒子或杂质与金属基质脱离并形核成为微孔洞，随着荷载的增大，塑性应变的累积造成微孔洞的扩张，当微孔洞扩张达到其临界尺寸时，孔洞聚合，萌生微裂纹，微裂纹的不断扩展将最终导致钢材的断裂失效。钢材的延性断裂通常伴随明显塑性变形，分布在断裂面上的韧窝是延性断裂的典型特征。

Rice等[23]推导了微孔洞的扩张与塑性应变及应力三轴度的关系，如式(1)所示。

$$\mathrm{d}R/R = c \cdot \exp(1.5T) \cdot \mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{p}} \tag{1}$$

式中：$\mathrm{d}R$为孔洞半径增量；R为孔洞半径；T为应力三轴度；ε_{p}为等效塑性应变；c为常数。应力三轴度T为静水压力与Mises应力之比。

Kanvinde等[22]对式(1)两边积分，得到孔洞扩张模型的断裂判据如式(2)所示。

$$I_{\mathrm{VG}} = \int_0^{\varepsilon_{\mathrm{p}}} \exp(1.5T) \cdot \mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{p}} > \eta \tag{2}$$

式中：I_{VG}为孔洞扩张指数，表征微孔洞扩张的程度，当I_{VG}达到临界值η时，孔洞扩张达到临界尺寸，孔洞聚合，材料发生延性断裂。可以看出，孔洞扩张模型并不直接描述微孔洞的形核、扩张和聚合过程，而是通过孔洞扩张指数表征微孔洞扩张的程度。

孔洞扩张指数的临界值η仅与材料有关，反应材料抵抗延性断裂的能力。η可在缺口圆棒单调拉伸试验的基础上结合有限元数值模拟，由式(3)进行校准。

$$\eta = \exp(1.5T) \cdot \mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{c}} \tag{3}$$

式中：$\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{c}}$为材料发生延性断裂时的等效塑性应变。

孔洞扩张模型定义了特征长度l^*作为材料延性断裂的几何尺度，只有当特征长度范围内的材料满足式(2)时，材料才发生延性断裂。材料的特征长度由其微观结构决定，可通过对材料断裂面进行电镜扫描确定。文献[22]建议采用断裂面上约15个平台和低谷尺寸的平均值作为材料的特征长度。

2 HRB400E钢筋本构关系确定

HRB400E钢筋采用低碳合金钢制作，添加锰、硅、钒、钛等合金元素以改善钢材力学性能。从唐山市金唐伟钢铁有限公司购买同一批次的直径(D)为22 mm和16 mm的HRB400E钢筋进行试验研究。通过测量可知试验用钢筋的所有几何尺寸均满足GB/T 1499.2—2024《钢筋混凝土用钢第二部分：热轧带肋钢筋》相关要求。从直径为22 mm的钢筋加工3根光滑圆棒（SRB）试件，编号分别为SRB4-1、SRB4-2、SRB4-3，光滑圆棒取材位置及几何尺寸如图1所示。实测得到光滑圆棒标距段的直径如表1所示。

采用WDW-100E电液伺服10 t万能试验机（长春科新试验仪器有限公司生产）进行光滑圆棒单调拉伸试验，试验加载由引伸计测量的位移控制，引伸计标距段长度50 mm，量程25 mm。通过单调拉伸试验得到的名义应力-应变曲线如图2(a)所示。由图2(a)可见，3根光滑圆棒的应力-应变曲线基本一致，验证了试验的可靠性。通过试验确定的HRB400E钢筋基本力学性能（如表1所示）满足GB/T 1499.2—2024规范要求，HRB400E钢筋具有较好的塑性变形能力。

单调拉伸试验过程中，光滑圆棒截面逐渐减小，试件真实应力大于名义应力。通过式(4)、(5)可以计算试件颈缩前材料的真实应力σ_{true}与真实应变$\varepsilon_{\mathrm{true}}$。

$$\varepsilon_{\mathrm{true}} = \ln(1 + \varepsilon_{\mathrm{nom}}) \tag{4}$$

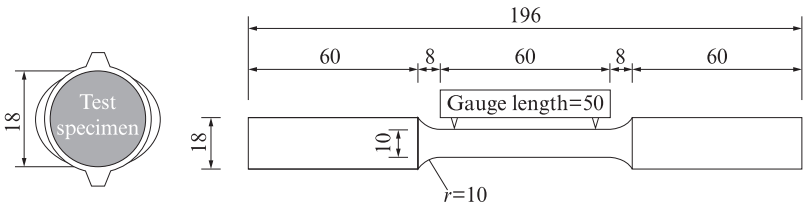


图1　光滑圆棒试件取材位置及几何尺寸

Fig. 1　Location and configuration of SRB specimens(size:mm)

表1　光滑圆棒试件单调拉伸试验结果

Table 1　Results of tension coupon tests on SRB specimens

Specimen	Diameter /mm	Elastic modulus/GPa	Yield strength/MPa	Tensile strength/MPa	Elongation/%
SRB4-1	9.99	199.6	488.6	693.2	25.6
SRB4-2	10.02	206.5	471.4	679.5	26.1
SRB4-3	10.00	203.8	482.2	687.7	25.8
Average		203.6	480.4	686.5	25.8

$$\sigma_{\text{true}} = \sigma_{\text{nom}}(1+\varepsilon_{\text{nom}}) \tag{5}$$

式中：σ_{nom}和ε_{nom}为材料的名义应力和名义应变。

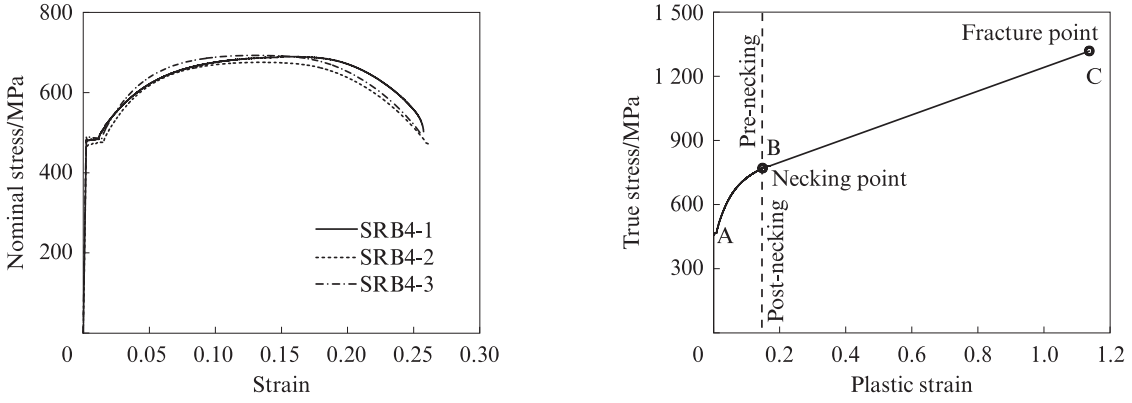
光滑圆棒发生颈缩后，其变形主要集中在颈缩处，因此无法依据引伸计测量的名义应变准确计算真实应力和真实应变，但可采用式(6)、(7)近似计算断裂时材料的真实应力$\sigma_{\text{true}}^{\text{fracture}}$和真实应变$\varepsilon_{\text{true}}^{\text{fracture}}$，

$$\sigma_{\text{true}}^{\text{fracture}} = F_{\text{f}}/(\pi d_{\text{f}}^2/4) \tag{6}$$

$$\varepsilon_{\text{true}}^{\text{fracture}} = \ln(d_0/d_{\text{f}})^2 \tag{7}$$

式中：F_{f}为断裂时刻的荷载；d_0为试件标距段初始直径；d_{f}为试验后试件断口的最小直径。

绘制HRB400E钢筋真实应力-塑性应变曲线如图2(b)所示，图中B点和C点分别为颈缩点和断裂点。由图2(b)可见，颈缩后的BC段近似为颈缩点到断裂点的直线。



(a) Nominal stress-strain curves　　(b) True stress-plastic strain curve

图2　光滑圆棒试件单调拉伸试验结果

Fig. 2　Results of tension coupon tests on SRB specimens

3　HRB400E钢筋孔洞扩张模型校准

3.1　缺口圆棒(NRB)试件的单调拉伸试验

采用直径为22 mm的HRB400E钢筋加工制作3种缺口半径、共9根U形缺口圆棒试件，由于构型简单、受力均匀，工程中受拉钢筋的应力三轴度通常不高，因此专门设计了与以往研究不同的大缺口半径U形缺口圆棒进行孔洞扩张模型的校准，3种缺口的半径(R_{N})分别为10、25、50 mm，试件取材位置及几何尺寸如图3所示。为了避免加工误差的影响，对试件试验段直径和缺口处最小直径进行了测量，实测尺寸如表2所示。制作完成的缺口圆棒如图4(a)所示。

采用WDW-100E电液伺服万能试验机对9根缺口圆棒进行单调拉伸试验，试验加载仍由引伸计测量的位移控制，为了充分观察试件断裂过程，位移加载速率采用1 mm/min。试验过程中，所有试件均在缺口截面发生延性断裂，如图4(b)所示，断裂截面处发生了明显的塑性变形。单调拉伸试验得到的缺口圆棒荷载-位移曲线如图5所示，图中FEA为有限元模拟结果，每种缺口半径有3根平行试件的荷载-位

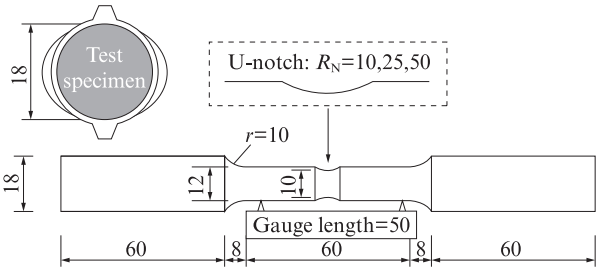


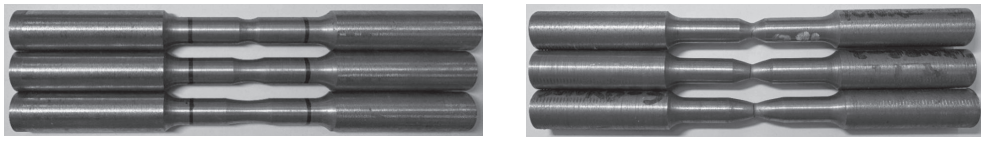
图3 缺口圆棒试件取材位置及几何尺寸

Fig. 3 Location and configuration of NRB specimens(size:mm)

表2 缺口圆棒试件单调拉伸试验结果

Table 2 Results of monotonic tensile tests on NRB specimens

Specimen	R_N/mm	Sectional diameter /mm		P_f/kN	Δ_f/mm
		Gauge	Notch		
NRB 4-1	10	12.05	10.10	51.71	5.50
NRB4-2		12.03	10.01	50.96	5.59
NRB4-3		12.07	10.02	49.17	5.46
NRB4-4	25	11.99	10.04	48.95	6.18
NRB4-5		11.97	9.99	47.14	6.33
NRB4-6		12.09	9.97	45.07	6.41
NRB4-7	50	12.03	10.01	42.21	6.58
NRB4-8		12.08	10.02	42.63	7.44
NRB4-9		11.99	10.02	43.35	7.67



(a) Before fracture (b) After fracture

图4 缺口圆棒试件

Fig. 4 NRB specimens

移曲线基本一致,验证了试验的可靠性。通过试验得到缺口圆棒的断裂位移Δ_f和对应的断裂载荷P_f如表2所示。

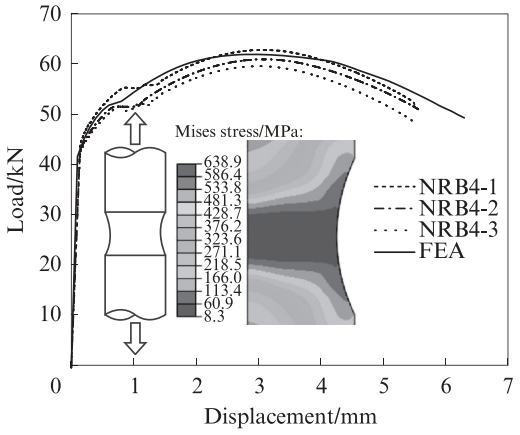
3.2 特征长度

采用电子显微镜ZEISS Sigma 300对断口进行电镜扫描(SEM),缺口圆棒断口的SEM形貌如图6所示。由图6可见,断口均呈现杯锥状,具有典型的延性断裂特征,断口截面中心为微孔集聚区,周边为较为平整的剪切唇,说明延性断裂在截面中心萌生,不断向周边扩展,直至试件完全断裂。在试件NRB4-1、NRB4-4和NRB4-7断口电镜扫描照片上分别测量平台和低谷的尺寸,每组测试15个,将其平均值作为钢筋材料的特征长度,如表3所示,HRB400E钢筋材料的特征长度为l^*=0.214 mm。

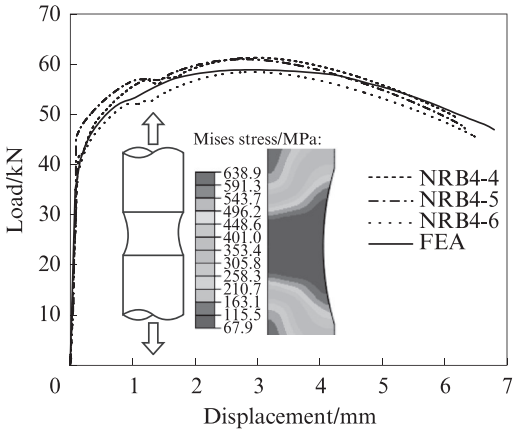
3.3 缺口圆棒单调拉伸试验有限元模拟

采用通用有限元软件ABAQUS建立缺口圆棒有限元模型,考虑对称性,仅需建立标距段内试件的轴对称模型,如图7所示。采用双线性四结点轴对称四边形单元(CAX4R),在缺口区域采用加密网格,网格尺寸按特征长度l^*=0.214 mm设置,远离缺口的区域采用较大网格,以提高计算效率。在模型一端设置固定约束,另一端进行位移加载。同时在对称面上设置轴对称边界条件。模型中钢筋的材料参数按照材性试验结果设定,弹性模量E=20 360 GPa,泊松比ν=0.3,钢筋材料遵循Mises屈服准则,真实应力-塑性应变曲线如图2(b)所示。

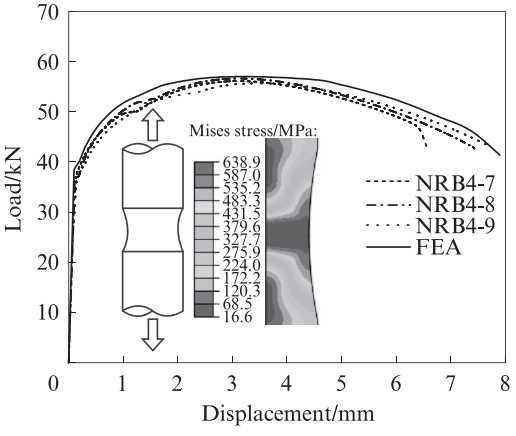
通过非线性有限元分析对缺口圆棒单调拉伸试验进行数值模拟,结果如图5所示。由图5可见,模拟得到的荷载-位移曲线与试验结果吻合较好,验证了有限元模型的适用性。缺口圆棒断裂前缺口截面上的应力三轴度、等效塑性应变及孔洞扩张指数的分布分别如图8~10所示。由图8~10可见:(1)在缺口截面中心的应力三轴度明显高于缺口尖端,最大应力三轴度约为0.7~0.8。(2)缺口截面上的等效塑



(a) R_N=10 mm



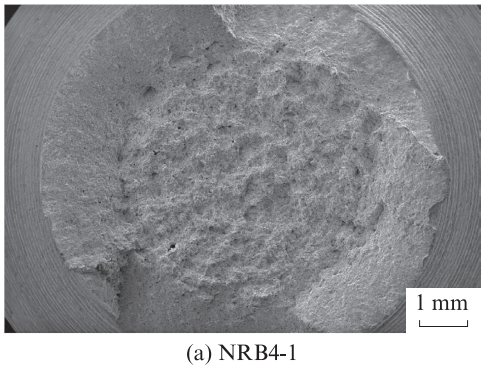
(b) R_N=25 mm



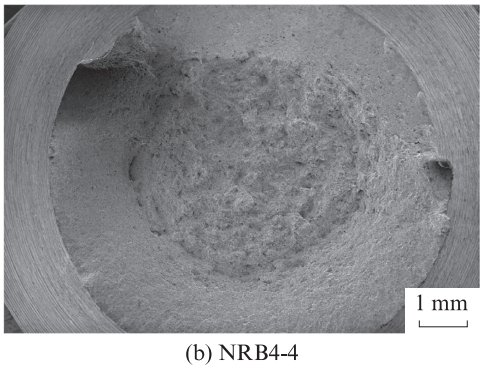
(c) R_N=50 mm

图5　缺口圆棒试件荷载-位移曲线

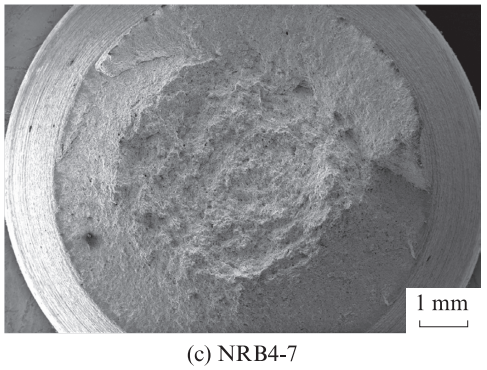
Fig. 5　Load-displacement curves of NRB specimens



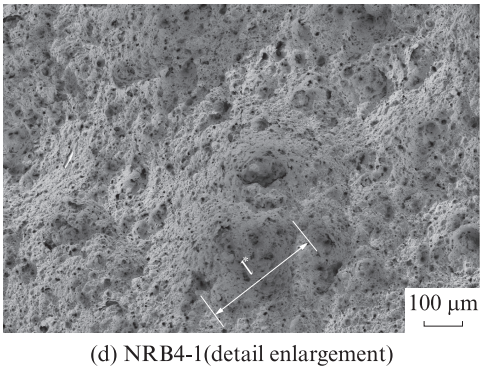
(a) NRB4-1



(b) NRB4-4



(c) NRB4-7



(d) NRB4-1(detail enlargement)

图6　缺口圆棒试件断口的SEM形貌

Fig. 6　Fracture surfaces of NRB specimens

性应变变化不大，对于R_N为10 mm和25 mm的试件，缺口截面中心的等效塑性应变略大于缺口尖端，而对于R_N=50 mm的试件，缺口截面中心的等效塑

表3 HRB400E钢筋的特征长度

Table 3 Characteristic length of HRB400E steel reinforcing bars

Specimen number	R_N/mm	Characteristic length /μm
NRB4-1	10	233
NRB4-4	25	225
NRB4-7	50	183
Average		214

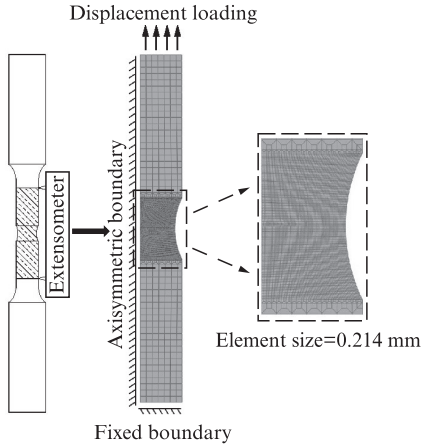


图7 典型缺口圆棒试件有限元模型

Fig. 7 Typical finite element model for NRB specimens

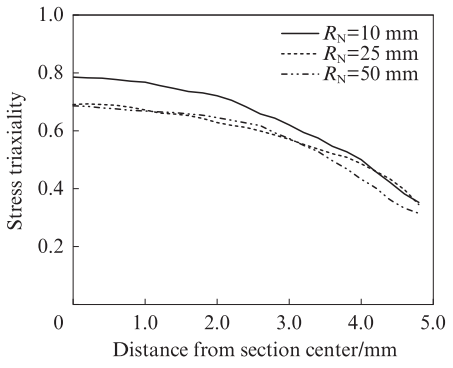


图8 缺口截面上的应力三轴度

Fig. 8 Stress triaxiality at the notch section

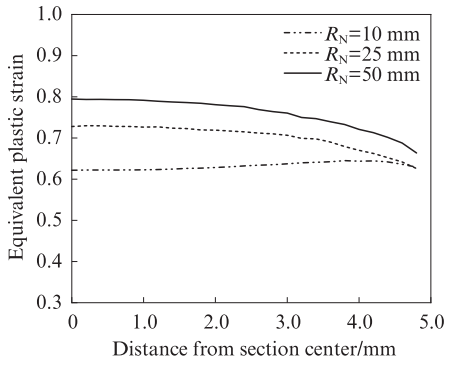


图9 缺口截面上的等效塑性应变

Fig. 9 Equivalent plastic strain at the notch section

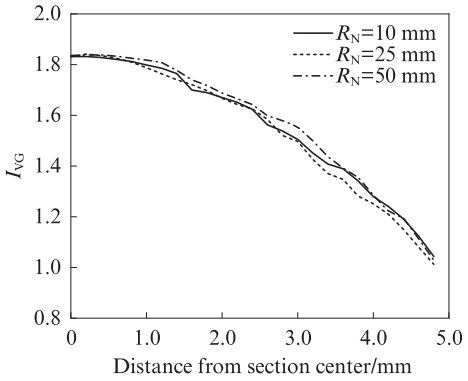


图10 缺口截面上的孔洞扩张指数

Fig. 10 Void growth index (I_{VG}) at the notch section

性应变与缺口尖端基本相同。(3)试件在缺口截面中心处的孔洞扩张指数均明显高于缺口尖端，根据孔洞扩张模型，试件的延性断裂在缺口截面中心萌生，不断向表面扩展，直至整个缺口截面发生断裂破坏，这与图6所示的试件断口特征一致。

按表2所示断裂位移Δ_f的试验值，提取试件拉伸位移达到该断裂位移时缺口截面中心的应力和应变有限元分析结果，计算缺口截面中心的应力三轴度和等效塑性应变，由式(3)确定孔洞扩张模型的材料参数η，如表4所示，求平均可得HRB400E钢筋的孔洞扩张模型材料参数η=2.03。与中国钢结构常用钢材孔洞扩张模型材料参数[24-28]比较可知，HBR400E钢筋具有较好抵抗延性断裂的能力。

表4 孔洞扩张模型断裂参数校准

Table 4 Calibration of the parameter in VGM

Specimen	Fracture point		η
	Stress triaxiality	Equivalent plastic strain	
NRB4-1	0.82	0.75	2.14
NRB4-2	0.83	0.79	2.25
NRB4-3	0.81	0.72	2.04
NRB4-4	0.67	0.88	2.10
NRB4-5	0.68	0.90	2.06
NRB4-6	0.68	0.93	2.18
NRB4-7	0.63	0.85	1.96
NRB4-8	0.50	1.11	1.70
NRB4-9	0.57	1.18	1.91
Average			2.03

4 HRB400E钢筋孔洞扩张模型验证

4.1 带肋钢筋(RMS)单调拉伸试验

为了验证所校准孔洞扩张模型的适用性，对直径D为16 mm及22 mm的HRB400E带肋钢筋进行单调拉伸试验，试验试件如图11所示。试件两端夹

持段长度90 mm，可以避免拉伸过程中产生滑移，带肋钢筋试件中间试验段长度80 mm。每种直径钢筋各制作两根平行试件。

采用WAW-1000电液伺服100 t万能试验机（长春科新试验仪器有限公司）进行带肋钢筋试件单调拉伸试验，通过引伸计测量标距段内钢筋变形，安装时将引伸计准确绑定在钢筋横肋之间。试验采用引伸计测定的位移控制加载，加载速率为1 mm/min，可以避免由于加载过快导致滑移，造成试验误差。

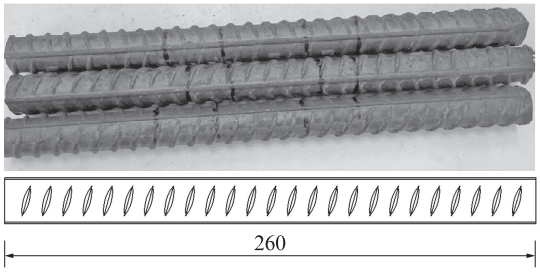


图11　带肋钢筋试验试件

Fig. 11　Test specimens for steel reinforcing bars (size: mm)

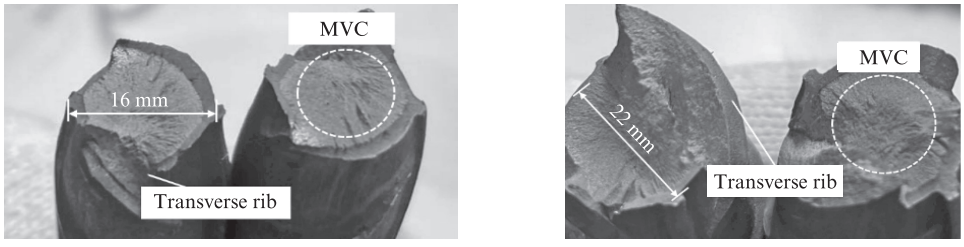
带肋钢筋试件单调拉伸断裂过程如图12所示。由图12可见：钢筋受到拉伸，屈服前试件无明显变形；随着拉伸荷载的增大，钢筋屈服，发生塑性变形；达到峰值荷载后，钢筋个别横肋颜色变亮，呈现材料本色，表明横肋表层材料发生损伤；随后可观察到横肋根部出现裂纹，但该处裂纹扩展极为缓慢；随后，钢筋发生颈缩，并迅速断裂。

带肋钢筋断口近似呈杯状，如图13所示。由图13可见：(1)截面中心断口较为规则，截面周边沿钢筋横肋发生断裂，造成不规则断口形貌。(2)断口截面中心颜色暗淡，呈现纤维区特征，横肋处断口有光泽，颜色偏亮。(3)断口截面中心具有明显的微孔集聚（MVC）区形态，此处材料孔洞形核、扩张与聚合较为充分，为典型的延性断裂，截面中心断裂萌生后，逐渐向外围扩展，造成钢筋完全断裂。尽管在试验过程中，横肋根部首先发生断裂，但其扩展极为缓慢。截面中心处的延性断裂在钢筋最终断裂中起主导作用，横肋根部的裂纹加速了钢筋的最终断裂。

(a) Yielding　(b) Fracture initiation　(c) Complete fracture

图12　钢筋单调拉伸断裂过程

Fig. 12　Typical fracture process of steel reinforcing bars



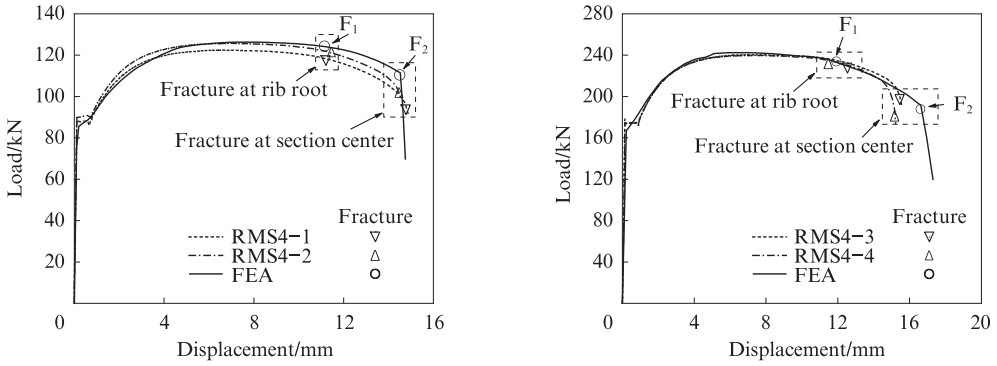
(a) D=16 mm　(b) D=22 mm

图13　钢筋试件断口照片

Fig. 13　Photos of fracture surfaces of steel reinforcing bars

试验得到4组带肋钢筋试件（RMS4-1、RMS4-2、RMS4-3和RMS4-4）荷载-位移曲线，如图14所示。由图14可见：(1)平行试件的荷载-位移曲线基本一致，验证了试验结果的可靠性。(2)达到最大荷载后，所有试件均在横肋根部发生断裂，但该处的断裂扩展极为缓慢，对荷载-位移曲线基本没有影响。

在试验中无法观察钢筋截面中心的断裂情况，因此根据荷载-位移曲线的转折来判断钢筋试件截面中心的延性断裂。根据观察及荷载-位移曲线的转折确定的横肋根部及截面中心断裂对应的断裂位移如表5所示。



(a) D=16 mm (b) D=22 mm

图14 HRB400E钢筋试件单调拉伸荷载-位移曲线

Fig. 14 Load-displacement curves of HRB400E steel reinforcing bars

表5 钢筋试件的断裂位移

Table 5 Fracture displacements of steel reinforcing bars

Unit:mm

Specimen	D	Transverse rib root		Cross-section center	
		Test	VGM	Test	VGM
RMS4-1	16	10.9	11.0	14.6	14.5
RMS4-2		11.4		14.7	
RMS4-3	22	11.5	11.8	15.0	16.6
RMS4-4		12.1		15.3	

4.2 钢筋单调拉伸试验数值模拟

钢筋试件具有关于纵肋平面对称的几何特征，采用通用有限元软件ABAQUS建立了试验段二分之一钢筋的有限元模型，如图15所示。模型采用8节点线性减缩积分实体单元(C3D8R)进行网格划分。考虑到带肋钢筋几何形状复杂，难以实现网格的规则过渡，全模型采用统一网格尺寸，特征长度l^*取0.214 mm。在边界条件方面，模型一端设置为固定约束，另一端施加位移荷载，并在对称面上定义对称边界条件。材料参数设定如下：弹性模量E = 20 360 GPa，泊松比ν = 0.3。本构关系采用真实应力-塑性应变曲线描述，具体数据参见图2(b)。

为了对钢筋试件单调拉伸断裂全过程进行数值模拟，编制了基于孔洞扩张模型的VUMAT子程序。在数值模拟中，通过有限元分析确定各单元的静水压应力和Mises应力，计算单元应力三轴度，由式(2)计算单元孔洞扩张指数I_{VG}，当孔洞扩张指数达到临界值η时，删除该单元以模拟断裂，随着拉伸位移的增大，不断删除满足断裂判据的单元，即可模拟钢筋试件单调拉伸断裂过程。有限元分析(FEA)得到的钢筋试件荷载-位移曲线与试验结果吻合较好，如图14所示，验证了钢筋试件有限元模型的适用性。

数值模拟得到的钢筋试件单调拉伸断裂过程与试验一致。在单调加载中，钢筋横肋根部I_{VG}增长速度始终大于截面中心，如图16所示。由图16可见：钢筋屈服并达到峰值荷载后，在加载至F_1点(见图14，该点对应钢筋表面横肋根部断裂开始萌生时的

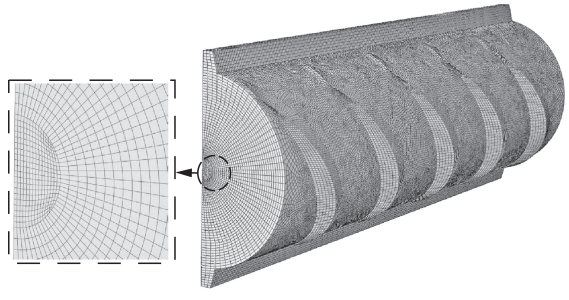


图15 钢筋有限元模型

Fig. 15 Finite element model of steel reinforcing bars

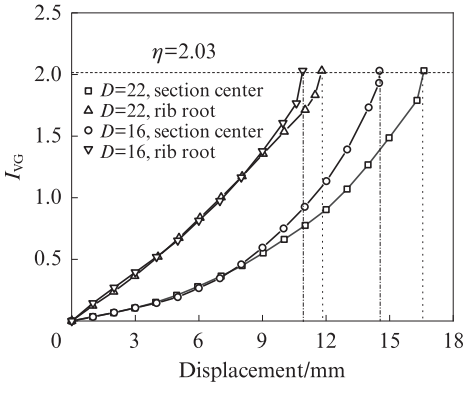


图16 断裂位置孔洞扩张指数的比较

Fig. 16 Comparison of I_{VG} at fracture locations

荷载）时，钢筋横肋根部I_{VG}首先达到其临界值$\eta=2.03$而发生断裂，但该处断裂向钢筋截面内部扩展极为缓慢；继续加载至F_2点（见图14，该点对应钢筋中心断裂萌生时的荷载）时，钢筋截面中心I_{VG}达到其临界值$\eta=2.03$而发生断裂，该处断裂迅速向钢筋试件表面扩展，并与横肋根部的断裂连通，贯穿整个钢筋截面，钢筋完全丧失承载能力。首先发生在钢筋横肋根部的断裂对钢筋的承载性能及荷载-位移曲线基本没有影响，而后续发生在钢筋截面中心的断裂造成钢筋承载能力急剧下降，荷载-位移曲线因此发生转折。通过分析表5可知，孔洞扩张模型对两种直径钢筋断裂位移的预测与试验结果吻合较好，最大误差均在10%以内，验证了采用孔洞扩张模型进行钢筋延性断裂分析的准确性。

5　结论

（1）对HRB400E钢筋光滑圆棒试件进行了单调拉伸试验，确定了其基本力学性能与本构关系。

（2）利用HRB400E钢筋制备缺口圆棒试件并进行单调拉伸试验，观察到了明显的延性断裂现象，测定了试件的断裂位移。通过扫描电镜对其断口进行分析，获得了材料的特征长度参数。

（3）通过有限元方法对HRB400E钢筋缺口圆棒的单调拉伸试验进行了模拟，得到的荷载-位移曲线与试验结果吻合良好。基于试验与有限元分析结果，校准了孔洞扩张模型中孔洞扩张指数的临界值$\eta=2.03$。

（4）在HRB400E钢筋单调拉伸试验的基础上，开发了基于孔洞扩张模型的VUMAT子程序，实现了对钢筋拉伸断裂全过程的数值模拟。模拟结果与试验观察高度一致，孔洞扩张模型对两种直径钢筋断裂位移的预测误差均在10%以内，验证了该模型在HRB400E钢筋延性断裂分析中的准确性。

参考文献：

[1] CONROY K, HOIGARD K R. Evaluation and repair of insufficiently-reinforced precast concrete double tee members [C]//Forensic Engineering 2015: Performance of the Built Environment: Seventh Congress on Forensic Engineering. Florida: American Society of Civil Engineers, 2015:559-568.

[2] GHOBARAH A, SAATCIOGLU M, NISTOR I. The impact of the 26 december 2004 earthquake and tsunami on structures and infrastructure[J]. Engineering Structures, 2006, 28(2):312-326.

[3] LEMNITZER A, MASSONE L M, SKOLNIK D A. Aftershock response of RC buildings in Santiago, Chile, succeeding the magnitude 8.8 Maule earthquake[J]. Engineering Structures, 2014, 76:324-338.

[4] 马煜东，刘伯权，邢国华，等. 钢筋混凝土框架结构“强柱弱梁”破坏机制的控制[J]. 建筑结构学报，2023，44(12)：154-169.
MA Yudong, LIU Boquan, XING Guohua, et al. Control of strong column weak beam failure mechanism for RC frame structure [J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(12): 154-169. (in Chinese)

[5] SHANG H S, SHAO S W, FENG H B, et al. Experimental study on mechanical properties of NPR steel bar[J]. International Material Reviews, 2022, 36(10):1-7.

[6] 管俊峰，张谦，王丹，等. 600 MPa级新型抗震钢筋受力特性与本构模型研究[J]. 应用基础与工程科学学报，2018，26(1)：122-131.
GUAN Junfeng, ZHANG Qian, WANG Dan, et al. Research on mechanical properties and constitutive model of 600 MPa seismic steel bar[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2018, 26(1):122-131. (in Chinese)

[7] QIN B, SHENG G M, GONG S H. Properties of anti-seismic HRB400E reinforced steel bar[J]. Journal of Iron and Steel Research International, 2006, 18(5):33-39.

[8] SHAO S W, SHANG H S, FENG H B, et al. Study on the mechanical properties of NPR steel bars and the bonding properties with marine concrete[J]. Construction and Building Materials, 2022, 316(5):125721.

[9] 王全凤，吴红翠，徐玉野，等. 高温后HRBF500细晶粒钢筋力学性能试验研究[J]. 建筑结构学报，2011，32(2)：120-125.
WANG Quanfeng, WU Hongcui, XU Yuye, et al. Experimental research on material properties of HRBF500 after high temperature [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(2):120-125. (in Chinese)

[10] 刘爽，顾祥林，黄庆华，等. 超低温下钢筋单轴受拉时的应力-应变关系[J]. 同济大学学报，2010，38(7)：954-968.
LIU Shuang, GU Xianglin, HUANG Qinghua, et al. Stress-strain relationship of steel bars at super-low temperature [J]. Journal of Tongji University, 2010, 38(7):954-968. (in Chinese)

[11] 梁岩，罗小勇，张艳芳. 反复荷载作用下锈蚀高强钢筋的性能变化[J]. 建筑材料学报，2015，18(1)：145-149，167.
LIANG Yan, LUO Xiaoyong, ZHANG Yanfang. Property changes of corroded high-strength steel bars under cycling load[J]. Journal of Building Materials, 2015, 18(1):145-149, 167. (in Chinese)

[12] OU Y, SUSANTO Y, ROH H. Tensile behavior of naturally and artificially corroded steel bars [J]. Construction and Building Materials, 2016, 103:93-104.

[13] 张昉，金伟良，张军，等. 基于连续介质损伤力学的坑蚀钢筋高周疲劳寿命与损伤分析[J]. 建筑材料学报，2021，24(2)：405-412.
ZHANG Fang, JIN Weiliang, ZHANG Jun, et al. Numerical analysis of high cycle fatigue life and damage of pitted corroded steel bar based on continuum damage mechanics[J]. Journal of Building Materials, 2021, 24(2):405-412. (in Chinese)

[14] 李亚辉，郑山锁，董立国，等. 非均匀锈蚀钢筋拉伸性能试验与

模拟[J]. 建筑材料学报,2022,25(9):991-998.
LI Yahui, ZHENG Shansuo, DONG Liguo, et al. Tensile properties test and simulation of non-uniform corroded reinforcement[J]. Journal of Building Materials, 2022, 25(9): 991-998. (in Chinese)

[15] 刘崇勋,巴光忠,郑欣欣,等. 锈坑对钢筋高温后力学性能的影响[J]. 建筑材料学报,2022,25(9):924-930.
LIU Chongxun, BA Guangzhong, ZHENG Xinxin, et al. Effect of corrosion pits on mechanical properties of steel bar after exposure to high temperature[J]. Journal of Building Materials, 2022, 25(9):924-930. (in Chinese)

[16] 张耀庭,赵壁归,李瑞鸽,等. HRB400钢筋单调拉伸及低周疲劳性能试验研究[J]. 工程力学,2016,33(4):121-129.
ZHANG Yaoting, ZHAO Bigui, LI Ruige, et al. Monotonic and low cycle fatigue testing and research for HRB400 steel[J]. Engineering mechanics, 2016, 33(4):121-129. (in Chinese)

[17] CHI W M, KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Prediction of ductile fracture in steel connections using SMCS criterion[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(2):171-181.

[18] 尹越,车鑫宇,韩庆华,等. 基于微观断裂机制的XK型相贯节点极限承载力分析[J]. 土木工程学报,2017,50(7):20-26.
YIN Yue, CHE Xinyu, HAN Qinghua, et al. Study on ultimate load bearing capacity of tubular XK-joints based on micromechanical fracture models[J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(7):20-26. (in Chinese)

[19] RAN M, ZHONG Y, WANG Y, et al. Fracture prediction in transverse fillet welded joints of high strength structural steel[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 189:107101.

[20] WEI S C, ZHAO W, XIN H H, et al. Study on the degradation of axial tensile performance of corroded bolts in steel bridges[J]. Construction and Building Materials, 2024, 450:138648.

[21] 尹越,韩磊旺,徐丽森,等. 基于孔洞扩张模型的偏心受力焊接球节点延性断裂数值模拟[J]. 工程力学,2025,42(2):190-198.
YIN Yue, HAN Leiwang, XU Lisen, et al. Numerical simulation of ductile fracture of welded hollow spherical joints under eccentric loadings upon void growth model[J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(2):190-198. (in Chinese)

[22] KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. Void growth model and stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(12):1907-1918.

[23] RICE J R, TRACEY D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17(3):201-217.

[24] LIAO F F, WANG W, CHEN Y Y. Parameter calibrations and application of micromechanical fracture models of structural steels [J]. Sturctural Engineering and Mechanics, 2012, 42(2): 153-174.

[25] 邢佶慧,郭长岚,张沛,等. Q235B钢材的微观损伤模型韧性参数校正[J]. 建筑材料学报,2015,18(2):228-236.
XIN Jiehui, GUO Changlan, ZHANG Pei, et al. Calibrations of toughness parameters of microscopic damage model for steel Q235B [J]. Journal of Building Materials, 2015, 18(2):228-236. (in Chinese)

[26] 刘希月,王元清,石永久. 基于微观机理的高强度钢材及其焊缝断裂预测模型研究[J]. 建筑结构学报,2016,37(6):228-235.
LIU Xiyue, WANG Yuanqing, SHI Yongjiu. Micromechanical fracture prediction model of high strength steel and its weld [J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(6): 228-235. (in Chinese)

[27] YIN Y, LI M F, HAN Q H, et al. Material parameters in void growth model for G20Mn5QT cast steel: calibration and verification[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2020, 32(3):118-123.

[28] HE X, LUO Q Q, YANG Y, et al. Calibration of micromechanical fracture model parameters for Q355B steel and ER50-6 welds[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 215:108563.