

DOI: 10.20098/j.cnki.1001-5132.2023.1112

带肋钢筋套筒灌浆连接破坏过程的有限元分析

郎圣淳, 严晓东*

(宁波大学 土木工程与地理环境学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 为揭示套筒灌浆连接接头的细观工作机理, 采用 ABAQUS 软件建立接头三维精细化有限元模型, 模拟接头内部灌浆料的开裂和破坏过程, 分析造成不同破坏模式的主要原因. 结果表明, 钢筋锚固区灌浆料的裂缝呈现 45° 夹角分布, 在套筒端发生较为严重的楔形破坏, 纯灌浆段有水平贯穿裂缝; 增大钢筋锚固长度能够减小纯灌浆段水平贯穿裂缝的数量; 钢筋肋间灌浆料的受压情况决定套筒灌浆接头最终的破坏模式; 利用新模型能够准确反映接头的破坏模式和荷载—位移曲线.

关键词: 有限元分析; 套筒灌浆连接; 破坏模式; 裂缝开展; 黏结强度

中图分类号: TU375

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2025) 01-0037-08

套筒灌浆连接是指在金属套筒中插入钢筋后注入灌浆料拌合物, 使钢筋、灌浆料、套筒三者成为整体, 实现钢筋之间荷载传递的连接方式^[1], 这是目前装配式建筑最主要的构件连接方式之一. 众多研究表明, 灌浆料的破坏机制和钢筋与灌浆料界面黏结机理是套筒灌浆连接的研究重点^[1-5]. 刘良林等^[6]认为钢筋-灌浆料界面因肋间灌浆料压碎导致钢筋拔出破坏, 但未对所提理论进行验证. 由于套筒的存在, 使接头在破坏过程中无法观察到灌浆料的破坏情况, 增加了试验观测和数据采集的难度. 而通过数值模拟方式对接头进行模拟和分析来丰富实验数据不失为一种有效方法. 鲍佳文等^[7-8]将套筒灌浆连接模型分为元素尺度模型、线尺度模型、棒尺度模型和肋尺度模型四类: 元素尺度模型和线尺度模型只能粗略反映接头的宏观性能, 无法准确模拟接头细观的工作机理^[9-10], 棒尺度模型中钢筋和灌浆料之间的相互作用依赖于试验中测得的黏结滑移关系^[6,11], 不同接头模型的参数差异较大, 模型通用性较差; 现有肋尺度模型大多为二维^[12-14], 缺点在于这种对称模型仅限于接头试件的研究, 但在实际构件连接时, 往往不

具有这种对称性. 极少数学者虽然建立了三维肋尺度模型, 但均将钢筋肋简化为平行环肋, 与实际钢筋肋的外形存在差异, 无法准确反映真实情况下接头内部的工作机理.

本文以文献[13,15]为基础, 考虑钢筋肋与轴线夹角, 建立带肋钢筋套筒灌浆连接肋尺度三维精细化有限元模型, 利用有限元分析方法研究接头受力过程中灌浆料的开裂情况和破坏过程.

1 有限元模型建立

为研究灌浆套筒在钢筋不同锚固长度下的力学性能, 唐林^[15]采用三种不同规格的套筒开展了三组套筒灌浆接头单向拉伸试验. 本文根据其试验内容建立模型, 有限元模型示意如图 1 所示, 具

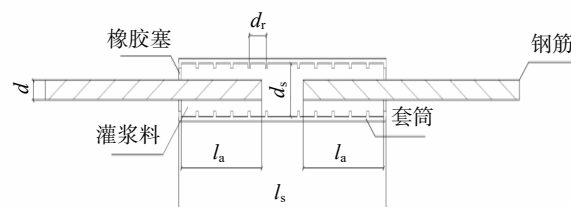


图 1 接头试件示意图

收稿日期: 2023-11-07.

宁波大学学报(理工版)网址: <http://journalg.nbu.edu.cn/>

基金项目: 国家自然科学基金(52378162).

第一作者: 郎圣淳, 硕士研究生, 主要研究方向: 装配式结构. E-mail: 2111083014@nbu.edu.cn

*通信作者: 严晓东, 副教授, 主要研究方向: 项目管理与信息化. E-mail: yanxiaodong@nbu.edu.cn

体参数见表 1.

表 1 套筒灌浆连接接头参数

试件 编号	d/mm	灌浆套筒					
		l_a/mm	l_s/mm	$N/\text{根}$	d_r/mm	d_s/mm	r_s/mm
A1	25	100	380	5	25	43	4
A2	25	150	380	5	25	43	4
B1	25	125	430	5	30	43	4
B2	25	175	430	5	30	43	4
C1	25	150	480	6	30	43	4
C2	25	200	480	6	30	43	4

注: d 为钢筋直径; l_a 为锚固长度; l_s 为套筒长度; N 为内肋数; d_r 为内肋间距; d_s 为内径; r_s 为厚度.

1.1 几何模型

钢筋采用 HRB400、直径为 25 mm 的三级螺纹钢筋. 为测得受力过程中的钢筋应变情况, 对钢筋进行开槽, 并测得开槽后截面面积为 420 mm^2 . 结合现行规范(GB/T 1499.2—2018)对钢筋表面形状及尺寸的规定, 在 ABAQUS 软件中建立钢筋三维精细化模型, 具体参数见表 2.

表 2 钢筋细部尺寸

d_1/mm	h/mm	b/mm	$\alpha/(\text{°})$	l/mm	l_b/mm	l_c/mm
24.2	2.1	1.5	60	12.5	6	5

注: d_1 为模型钢筋直径; h 为横肋高; b 为横肋宽; α 为横肋斜角; l 为肋间距; l_b 为开槽宽度; l_c 为开槽深度.

套筒采用旋转建模方式创建, 内肋为半圆形, 高度为 2.5 mm. 灌浆料通过钢筋和套筒切割得到.

1.2 材料本构

灌浆料本构模型参考规范(GB 50010—2010)中的混凝土应力—应变关系, 由于规范中提供的混凝土本构关系并不适用于强度在 80 MPa 以上的灌浆料, 因此使用王腾辉等^[16]提出的修正后灌浆料本构方程. 灌浆料主要力学参数按表 3 取值, 单轴受压、受拉应力—应变曲线如图 2 和图 3 所示.

表 3 灌浆料力学性能

E_c/MPa	ν	f_c/MPa	f_t/MPa
4×10^4	0.2	80.2	4.4

注: E_c 为弹性模量; ν 为泊松比; f_c 为抗压强度; f_t 为抗拉强度.

钢筋本构模型采用 Yun 等^[17]提出的双线性与非线性强化模型, 按式(1)予以确定. 套筒采用双折线线性强化本构, 强化阶段弹性模量取弹性阶段的 1/100.

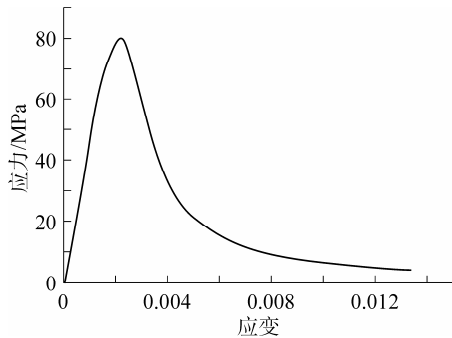


图 2 灌浆料单轴受压应力—应变曲线

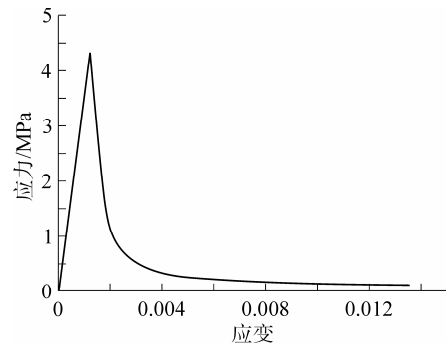


图 3 灌浆料单轴受拉应力—应变曲线

$$f(\varepsilon)=\begin{cases} E\varepsilon,\varepsilon\leqslant\varepsilon_y, \\ f_y,\varepsilon_y<\varepsilon\leqslant\varepsilon_{sh}, \\ f_y+(f_u-f_y)\left\{0.4\left(\frac{\varepsilon-\varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u-\varepsilon_{sh}}\right)+\right. \\ \left.2\left(\frac{\varepsilon-\varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u-\varepsilon_{sh}}\right)\left[1+400\left(\frac{\varepsilon-\varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u-\varepsilon_{sh}}\right)^5\right]^{1/5}\right\}, \\ \varepsilon_{sh}<\varepsilon\leqslant\varepsilon_u, \end{cases} \quad (1)$$

$$\varepsilon_{sh}=0.1\frac{f_y}{f_u}-0.055,\varepsilon_u=0.6\left(1-\frac{f_y}{f_u}\right), \quad (2)$$

式中: E 为钢筋初始弹性模量; ε 为钢筋应变; f_y 为钢筋屈服应力; ε_y 为 f_y 对应应变; ε_{sh} 为钢筋强化阶段初始应变, 且 $0.015\leqslant\varepsilon_{sh}\leqslant 0.03$; f_u 为钢筋极限应力; ε_u 为钢筋极限应变, 且 $\varepsilon_u\geqslant 0.06$.

钢筋和套筒各项力学参数按表 4 进行取值, 其中试件 A1~C1 采用钢筋-I, C2 试件采用钢筋-II, 钢

表 4 钢筋和套筒力学性能

类别	E_s/MPa	f_y/MPa	f_u/MPa	$A/\%$
钢筋-I	2×10^5	435	585	22.3
钢筋-II	2×10^5	435	625	26.4
套筒	2.06×10^5	390	505	21.0

注: E_s 为弹性模量; f_y 为屈服应力; f_u 为极限应力; A 为伸长率.

筋和套筒的本构曲线如图4和图5所示。

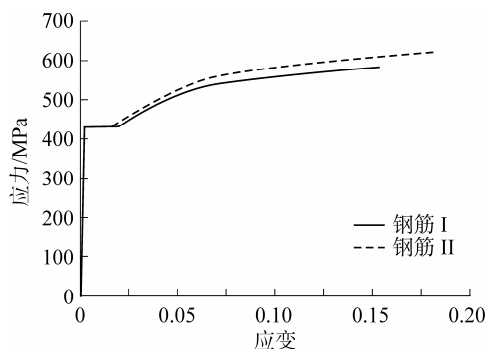


图4 钢筋本构曲线

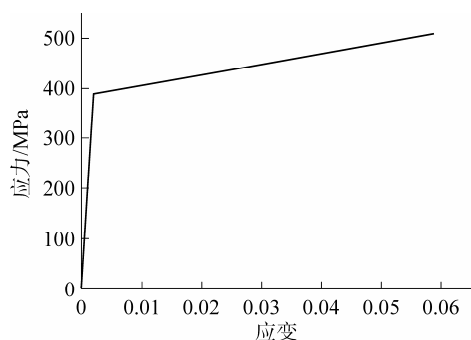


图5 套筒本构曲线

1.3 边界条件与相互作用

按照实际情况,为减少模型计算量的同时保证有限元模型结果正确性,取1/2试件建模,并施加与试验环境相似的边界条件与荷载。具体方法是将模型套筒截面固定,约束其 X 、 Y 、 Z 方向上的平动和转动自由度;在钢筋截面中部建立一个参考点RP-1(图6中箭头起始位置),与钢筋截面耦合,仅保留 Z 方向的平动自由度。如图6所示,在整个加载过程中,对参考点RP-1施加 Z 方向上的位移加载。

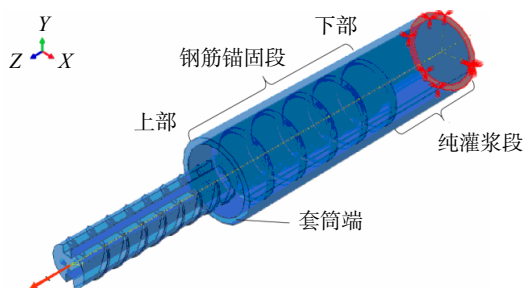


图6 模型边界条件与荷载

由于试验未出现灌浆料与套筒脱离拔出的情况,因此模型中不考虑套筒与灌浆料界面的黏结滑移,由此该界面设置为“绑定”。钢筋与灌浆料

界面设置法向与切向作用两部分接触属性,其中法向作用为硬接触,切向作用为摩擦,摩擦系数取0.1^[14]。由于钢筋肋、套筒肋与灌浆料接触面不光滑,在应用静力求解时不易收敛,因此采用ABAQUS软件中求解器“动力,显示”方式来进行求解。

2 网格尺寸探讨与模型验证

首先探讨不同网格尺寸对模型结果的影响。选择合适网格尺寸,确保能清晰展现加载过程中灌浆料的开裂情况和破坏过程,再分析能量平衡情况,对比试验和模拟结果来验证模型的准确性。

2.1 网格敏感性探讨

以A1、A2试件为例,取2、3、4、5 mm尺寸进行模拟,荷载—位移曲线如图7所示。由图可见,不同网格尺寸荷载—位移曲线十分接近,表明网格尺寸对模型影响较小,但损伤云图差异较大(图8、图9),且主要体现在损伤扩展范围上。大网格下的单个计算单元产生损伤更易扩散至其他单元,使受拉损伤面积扩大,造成试件极限荷载略微下降。此外,受拉损伤云图可近似认为灌浆料裂缝展开情况,而大网格下的受拉损伤云图较为模糊,不能准确体现灌浆料破坏情况。本文将各试件全局网格尺寸定为2 mm,既能保证有限元计算结果的

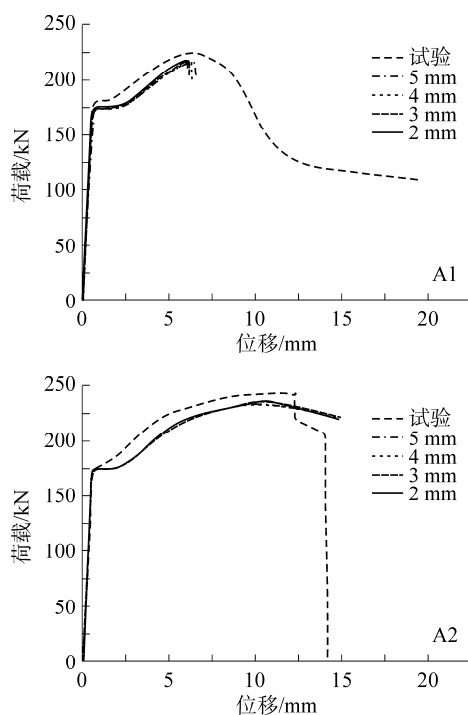


图7 A1和A2试件不同网格尺寸的荷载—位移曲线

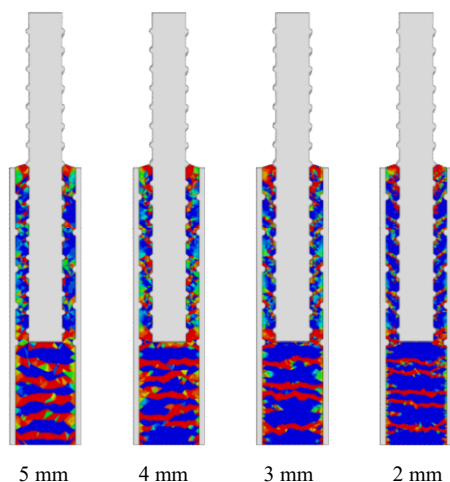


图8 A1试件不同网格尺寸DAMAGET云图

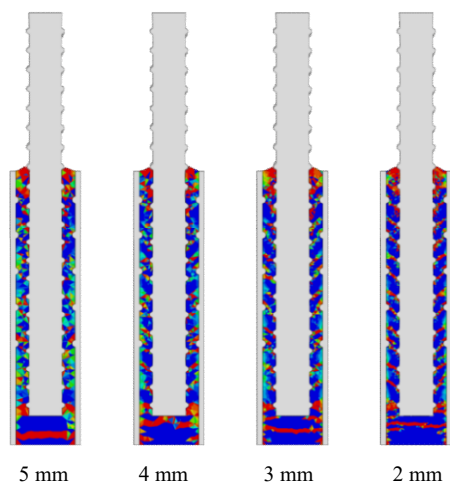


图9 A2试件不同网格尺寸DAMAGET云图

准确性,又能体现灌浆料的开裂情况和破坏过程。

2.2 能量平衡

对于任何一个有限元模型来说,其能量是守恒的(即能量平衡),在ABAQUS中有

$$E_T = E_I + E_K + E_{VD} + E_{FD} - E_{WK} = \text{常量}, \quad (3)$$

式中: E_T 为能量平衡; E_I 为内能; E_K 为动能; E_{VD} 为黏性耗散能; E_{FD} 为摩擦耗散能; E_{WK} 为外力做功。

对于准静态问题还需保证系统的动能足够小,避免出现沙漏情况,因此还需满足以下算式:

$$E_K / E_I \leq 5\%, E_A / E_I \leq 2\%, \quad (4)$$

式中: E_A 为伪应变能。

以A1试件为例,计算得到的主要能量曲线如图10所示。由图可见,在拉拔过程中,A1试件能量变化平稳, E_T 始终保持在0附近,表明模型在加载过程中能量平衡;动能与内能比值(E_K / E_I)在0.1s前波动较大,最大值为4.8%;伪应变能与内能比值(E_A / E_I)较为稳定,最大值为0.3%。由此可以看出模型具有较好的稳定性。

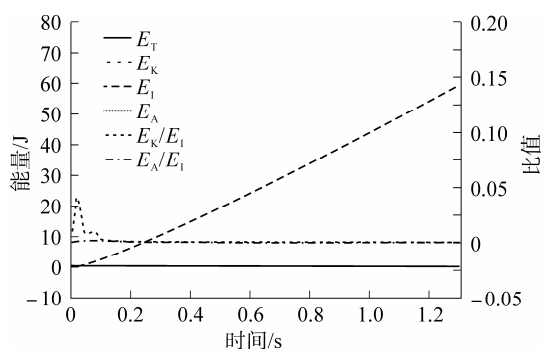


图10 A1试件拉拔过程能量历史记录

2.3 试验结果对比

表5列示了6个试件模拟结果。除C1试件外,其余试件的破坏模式与试验一致。C1试件达到极限荷载237.6kN时,其极限应力已经超过了钢筋极限强度585MPa,故模拟中出现的破坏模式可接受。其余5个试件的峰值位移均小于试验结果,原因是模型中并未考虑灌浆料与套筒之间的黏结滑

表5 有限元分析与试验结果比值的对比

试件编号	P'_y /kN	P'_y / P_y	f'_y /MPa	P'_u /kN	P'_u / P_u	f'_u /MPa	d' /mm	d' / d	破坏模式
A1	175.5	0.967	433.3	218.4	0.965	539.3	6.0	0.968	拔出(√)
A2	176.1	0.973	434.8	237.6	0.973	586.7	10.8	0.885	拉断(√)
B1	175.6	0.981	433.6	236.3	0.967	583.5	12.1	0.909	拔出(√)
B2	176.4	1.002	435.6	237.7	0.966	586.9	15.8	0.969	拉断(√)
C1	175.1	0.976	432.3	237.6	0.966	586.8	13.5	1.195	拉断(×)
C2	175.7	0.974	433.8	253.7	0.957	626.5	18.2	0.938	拉断(√)

注: P'_y 为有限元屈服荷载; P_y 为实验屈服荷载; f'_y 为有限元屈服应力; P'_u 为有限元极限荷载; P_u 为实验极限荷载; f'_u 为有限元极限强度; d' 为峰值位移; d 为实验峰值位移; “√”表示与实验结果相同; “×”表示与实验结果不同。

移. 屈服荷载、极限荷载与试验结果较为接近, 最大误差分别为 3.3% 和 4.3%.

图 11~图 13 展示了 6 个试件有限元模拟和试验结果的荷载—位移曲线对比, 图中曲线趋势基本一致, 吻合情况较好, 但试件的屈服与极限荷载均小于试验结果, 主要原因是建模得到的钢筋截面积为 405 mm^2 , 小于试验中的钢筋截面面积. 当钢筋强度相同时, 试件在宏观层面上表现为荷载偏小. 虽然各试件屈服和极限荷载未达到试验值, 但钢筋屈服与极限应力与试验值接近, 对于拉断破坏的试件, 其极限应力均达到了钢筋极限应力, 表明荷载—位移曲线的误差可接受.

3 接头破坏模式分析

套筒灌浆连接的破坏模式包括三种: 钢筋断裂、钢筋—灌浆料界面黏结失效、套筒—灌浆料界面黏结失效. 当套筒设置内肋后, 灌浆料与套筒内肋间发生相互挤压, 阻碍了两者的相对滑移, 且由于套筒径向约束的进一步抑制, 由此产生了套筒—灌浆料界面黏结失效. 刘良林等^[6]认为当套筒具有内肋构造时, 接头的黏结失效仅发生在钢筋—灌浆料界面, 接头可能发生的失效模式为钢筋断裂与钢筋—灌浆料界面黏结失效两种. 因此可通过比较 A1、A2 试件在加载过程中灌浆料的受拉、受压损伤情况, 分析两种不同破坏模式的差异及原因.

3.1 拔出破坏分析

图 14 为 A1 试件不同荷载下灌浆料受拉损伤云图. 当损伤超过 90% 时, 可认为灌浆料已经破坏,

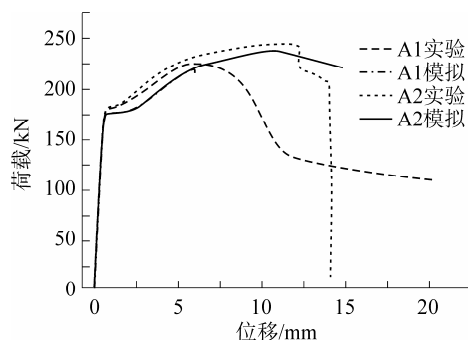


图 11 A1、A2 试件荷载—位移曲线

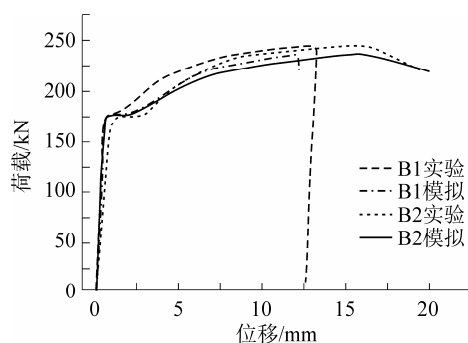


图 12 B1、B2 试件荷载—位移曲线

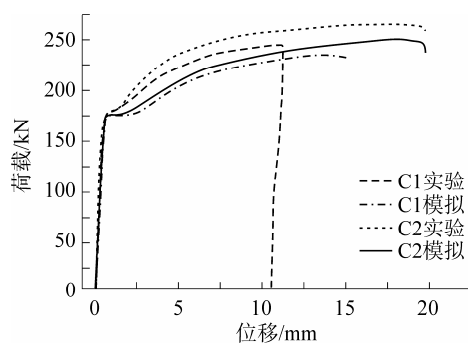


图 13 C1、C2 试件荷载—位移曲线

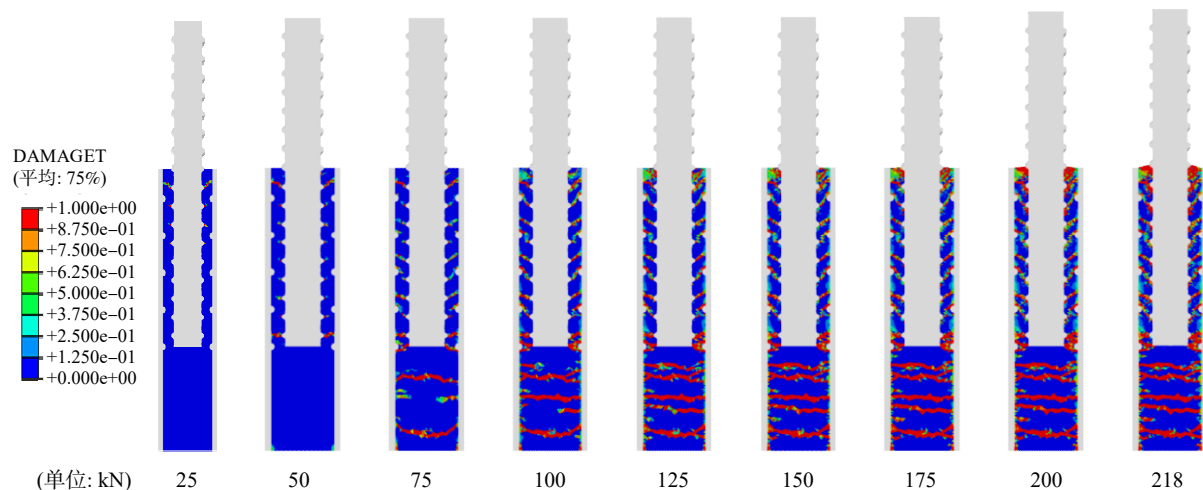


图 14 A1 试件在不同荷载下受拉损伤 DAMAGET 云图

因此可通过受拉损伤云图分析裂缝分布情况. 对比各云图, 灌浆料在荷载达到 25 kN 时出现损伤, 主要分布在钢筋锚固段上部横肋处, 靠近套筒端的损伤长度更长, 表明靠近套筒端的钢筋肋处更易出现破坏. 荷载达到 50 kN 时, 钢筋锚固段下部横肋处逐渐损伤, 最下部肋处损伤相对严重, 表明该处应力较大. 荷载达到 75 kN 时, 纯灌浆段出现两条贯穿裂缝. 随着荷载继续增加至 100、125 kN, 裂缝向套筒内肋处拓展, 呈现 45° 夹角, 纯灌浆段水平裂缝不断增加. 钢筋屈服时(175 kN), 套筒端部出现明显楔形破坏, 锚固段底部钢筋肋处破坏较为严重, 表明该处套筒肋没有起到很好的止推作用. 荷载进一步增加至试件破坏(218 kN)的过程中, 套筒端部楔形破坏进一步加强并不断向下延伸, 在钢筋肋高平行处出现纵向裂缝, 表明钢筋肋间灌浆料发生脱离.

从图 15 受压损伤云图来看, 灌浆料在荷载达到 125 kN 时出现损伤, 表明套筒起到约束灌浆料径向开裂的作用, 损伤随荷载增加不断下移, 表明灌浆料破坏不断向下扩展. 荷载达到极限荷载 218 kN 时, 肋间灌浆料基本破坏, 钢筋肋与灌浆料之间的咬合已完全失效, 造成钢筋从套筒中拔出.

3.2 拉断破坏分析

图 16 为 A2 试件在不同荷载下灌浆料受拉损伤云图. 由图可见, 裂缝开展趋势与 A1 试件相似, 但裂缝出现较晚. 荷载达到 25 kN 时, 灌浆料还未出现损伤, 表明此时还未出现破坏. 荷载达到 100

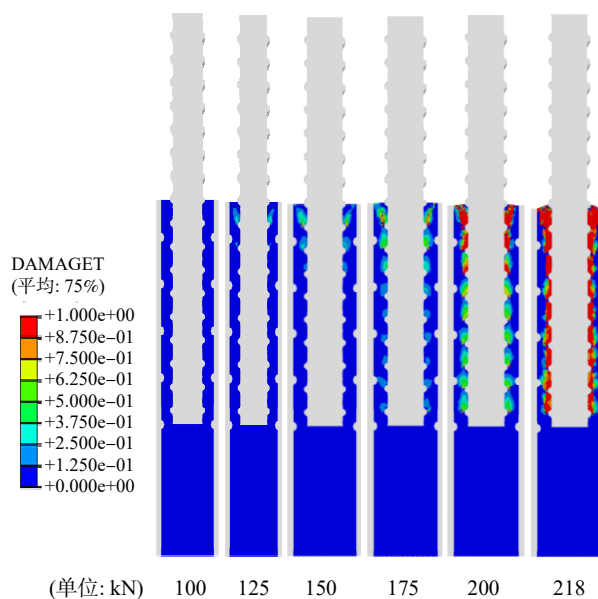


图 15 A1 试件不同荷载下受压损伤 DAMAGET 云图

kN 时, 纯灌浆段出现水平裂缝. 荷载到达试件极限荷载 237 kN 时, 套筒端出现小面积的楔形破坏, 钢筋肋高处同样出现纵向裂缝, 但未贯穿全部钢筋肋, 且由于纯灌浆段较短, 该处裂缝相对较少.

从 A2 试件灌浆料受压损伤云图 17 可见, 试件发生损伤的荷载更高, 为 150 kN. 达到极限荷载时, 仅钢筋上部肋间灌浆料发生破坏, 此时钢筋已达到极限应力 585 MPa, 即灌浆料起到很好的锚固作用, 最终钢筋被拉断.

3.3 套筒灌浆连接破坏机理分析

由于灌浆料与钢筋的泊松比不同, 接头受拉时灌浆料会发生膨胀变形^[18]. 套筒对灌浆料的径

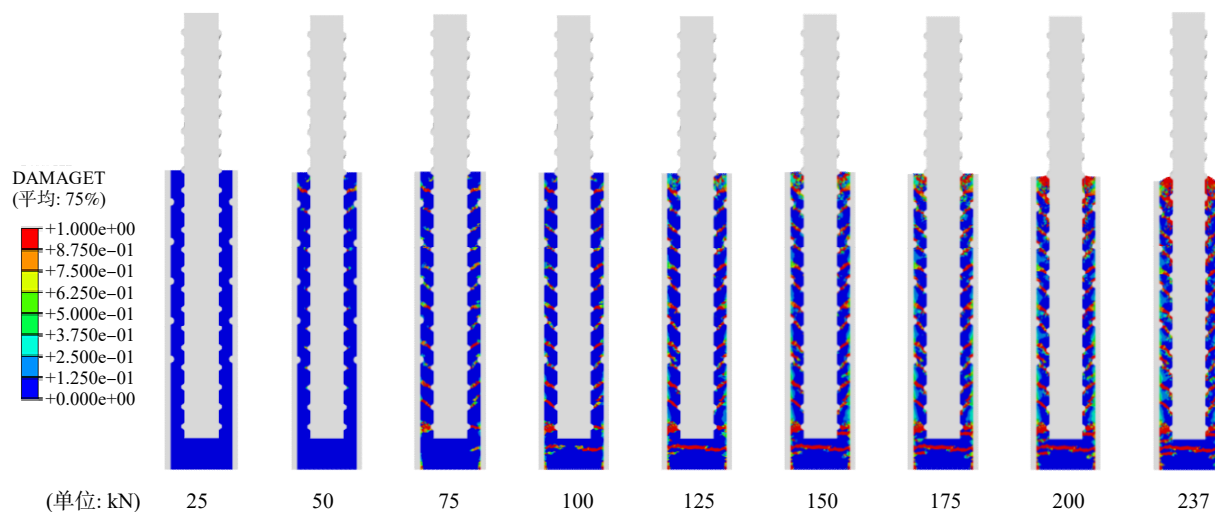


图 16 A2 试件不同荷载下受拉损伤 DAMAGET 云图

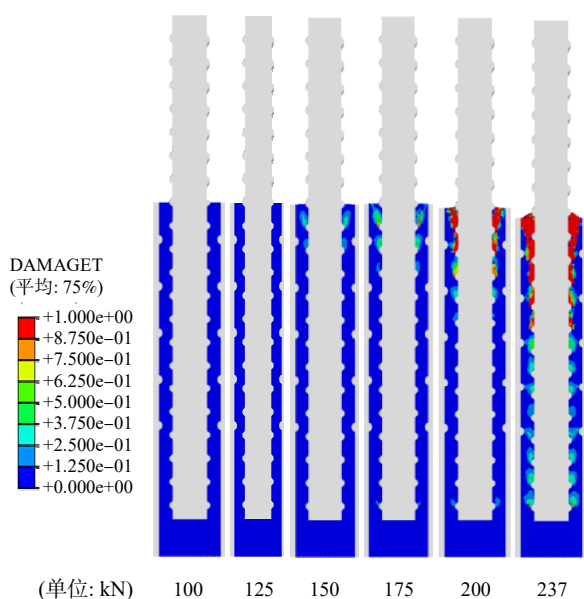


图 17 A2 试件不同荷载下受压损伤 DAMAGET 云图

向约束作用使其得以承受更大的荷载,而套筒肋的止推作用防止了灌浆料在受力过程中从套筒内脱离,实现荷载在三种材料之间的传递^[19]。

当套筒与灌浆料界面黏结足够时,接头破坏模式取决于钢筋和灌浆料之间的黏结力,包括化学胶结力、摩擦力和机械咬合力三部分。带肋钢筋中机械咬合力是其黏结力的最主要部分。受到外力时,钢筋肋和灌浆料之间会产生垂直于接触面的力,此外力可分解为平行于轴向的切向力分量和垂直于轴向的法向力分量(图 18)。其中,切向力分量使灌浆料外移,产生的斜向裂缝从钢筋肋处逐渐延伸至套筒边缘;法向力分量使灌浆料发生径向变形并导致开裂。钢筋和灌浆料之间相互挤压使肋间灌浆料发生受压损伤,形成的压碎区随荷载增加不断扩大,直至充满整个横肋间隙,导致相邻肋间灌浆料依次投入工作,直至钢筋断裂或所有肋间灌浆料均被压碎。当锚固长度不足时,肋

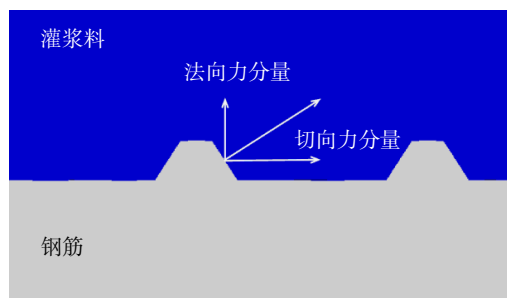


图 18 钢筋机械咬合力示意图

间灌浆料因受压完全损坏,钢筋和灌浆料之间的机械咬合作用失效,最终导致钢筋拔出;当锚固长度足够时,中下部肋间灌浆料损伤较少,提供了足够的机械咬合力将钢筋锚固,钢筋因达到极限强度后发生缩颈最终导致钢筋拉断。

4 结论

(1)本文建立的三维精细化有限元模型能够模拟出钢筋肋、套筒肋与灌浆料之间的咬合作用,反映接头的破坏模式和荷载—位移曲线。ABAQUS 软件的求解器“动力,显示”能够准确进行求解,避免了复杂模型较难收敛的问题。

(2)借助本文建立模型能够反映接头受力过程中灌浆料的破坏情况。钢筋锚固区裂缝呈现 45° 夹角。套筒端会产生较为严重的楔形破坏,纯灌浆段出现贯穿裂缝。增加钢筋锚固长度能够减小纯灌浆段裂缝开裂,提高接头拉伸性能。

(3)不同锚固长度下灌浆料受拉损伤差异较小,受压损伤差异较大,套筒与灌浆料界面黏结足够时,钢筋肋间灌浆料受压情况决定接头的破坏模式。肋间灌浆料完全损坏造成钢筋机械咬合力失效,呈现钢筋拔出破坏,反之发生钢筋拉断破坏的状况。

参考文献:

- [1] 张丽华,刘洋,刘敏敏,等. 钢筋套筒灌浆接头抗拉性能影响因素试验研究[J]. 安全与环境学报, 2020, 20(2): 463-472.
- [2] 刘良林,肖建庄. 钢筋套筒灌浆连接研究进展[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(1):235-247.
- [3] 苗吉军,刘远霖,刘才玮,等. 灌浆套筒力学性能影响因素研究进展[J]. 科学技术与工程, 2023, 23(3):905-918.
- [4] ZHENG G Y, KUANG Z P, XIAO J Z, et al. Mechanical performance for defective and repaired grouted sleeve connections under uniaxial and cyclic loadings[J]. Construction and Building Materials, 2020, 233:117233.
- [5] YANG C, ZHANG L Y M, ZHANG Z Y, et al. Effective stress-strain relationship for grouted sleeve connection: modeling and experimental verification[J]. Engineering Structures, 2020, 210:110300.
- [6] 刘良林,肖建庄,丁陶. 套筒灌浆连接受力失效机理与有限元仿真实验[J]. 工程力学, 2022, 39(12):177-189.

- [7] 鲍佳文. 新型灌浆套筒连接性能和粘结滑移关系的精细有限元分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2022.
- [8] 鲍佳文, 高强, 唐林, 等. 钢筋套筒灌浆连接拉伸性能的精细有限元分析[J]. 浙江大学学报(工学版), 2023, 57(4):814-823.
- [9] 罗小勇, 龙昊, 曹琨鹏. 灌浆套筒连接装配式梁柱节点精细有限元模型[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2021, 42(5): 641-648.
- [10] 王宁, 车文鹏, 武立伟, 等. 新型 12 mm 钢筋灌浆套筒连接力学性能试验研究及有限元分析[J]. 工业建筑, 2019, 49(4):81-87, 94.
- [11] WU M, LIU X, LIU H T, et al. Seismic performance of precast short-leg shear wall using a grouting sleeve connection[J]. Engineering Structures, 2020, 208:110338.
- [12] 刘良林, 肖建庄, 李建新, 等. 高温后灌浆料静动态单轴受压力学性能[J]. 工程科学与技术, 2022, 54(4):112-120.
- [13] 鲍佳文, 赵唯坚, 高强, 等. 套筒灌浆接头黏结滑移关系的精细有限元分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(2):68-76.
- [14] WU M, LIU H, DU X. Effect of tapered head sleeve structural parameters on grouting connection joints deformation[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2020, 32(5):04020083.
- [15] 唐林. 单向拉伸荷载下新型套筒灌浆连接长度试验研究[D]. 沈阳: 沈阳建筑大学, 2017.
- [16] 王腾辉, 陈权, 夏文传, 等. 基于 ABAQUS 塑性损伤的半灌浆套筒力学性能有限元分析[J]. 科学技术与工程, 2022, 22(9):3709-3715.
- [17] YUN X, GARDNER L. Stress-strain curves for hot-rolled steels[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 133:36-46.
- [18] FU T, HOU J P, ZHU Z X, et al. Experimental study on UHPC-based grouting materials and mechanical performance of grouted splice sleeve joints[J]. Frontiers in Materials, 2022, 9:912509.
- [19] XU F, WANG K, WANG S G, et al. Experimental bond behavior of deformed rebars in half-grouted sleeve connections with insufficient grouting defect[J]. Construction and Building Materials, 2018, 185:264-274.

Finite element analysis of damage process of grouted sleeve connections with ribbed reinforcing bars

LANG Shengchun, YAN Xiaodong

(School of Civil & Environmental Engineering and Geography Science, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: In order to reveal the fine working mechanism of the grouted sleeve connections, a three-dimensional refined finite element model was established in ABAQUS to analyze the cracking and destruction process of the grout, and to study the main reasons for the different destruction modes. The results show that the cracks in the grouting material at the steel bar anchorage zone exhibited a 45° angle distribution, and severe wedge-shaped damage occurred at the sleeve end. There were horizontal penetrating cracks in the pure grouting section, and their number can be reduced by increasing the anchorage length of steel bars. The compression condition of the grouting material between the steel bars determines the final failure mode of the grouted sleeve connections. The presented model can accurately demonstrate the damage mode and load displacement curve of the grouted sleeve connections.

Key words: finite element analysis; grouted sleeve connection; damage mode; crack development; bond strength

(责任编辑 章践立)