

超高韧度水泥基修复剪力墙试验的数值分析

余江滔, 陈 竞, 陆洲导, 张远森

(同济大学 结构工程与防灾研究所, 上海 200092)

摘要: 采用扩展有限元方法(XFEM)与内聚力裂缝模型相结合, 模拟超高韧度水泥基(ECC)修复震损剪力墙中混凝土和 ECC 材料内部的裂缝开展, 以及界面裂缝在 ECC 与混凝土界面之间开展的力学行为, 并在此基础上数值再现了原有钢筋混凝土墙体及修复后墙体在侧向荷载作用下的反应。结果表明: 将扩展有限元方法与基于界面的内聚力模型相结合, 可较好地模拟有黏结界面的修复后剪力墙的受力行为, 有限元模拟计算结果的极限承载力和相应位移与试验结果吻合良好。

关键词: 震损剪力墙; 超高韧度水泥基(ECC); 扩展有限元方法(XFEM); 内聚力模型

中图分类号: TU311.4; TU375.1

文献标志码: A

Numerical Analysis on Damaged Reinforced Concrete Shear Wall Repaired with Engineered Cementitious Composites

YU Jiangtao, CHEN Jing, LU Zhoudao, ZHANG Yuanmiao

(Research Institute of Structural Engineering and Disaster Reduction, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The extended finite element method (XFEM) combined with cohesive zone model was adopted for numerical analysis on seismic damaged reinforced concrete (RC) shear wall repaired with engineered cementitious composites (ECC). The simulation focused on the crack initiating and propagating in concrete and ECC and interfacial fracture between concrete and ECC. Based on that, the mechanical behaviors of the original RC wall and repaired wall were modeled for the seismic performance under lateral loads. It is shown that the method can well simulate the mechanical behaviors of the repaired shear wall with bonded interface, and numerical analysis results have a good agreement with test results in ultimate bearing capacity.

Key words: damaged shear wall; engineered cementitious composites (ECC); extended finite element method(XFEM);

cohesive zone model

众所周知, 地震灾害是建筑物最大的潜在威胁之一。钢筋混凝土(RC)剪力墙作为结构的主要抗侧力构件抵抗地震作用, 在结构中扮演十分重要的角色。多次震后调查发现^[1], 剪力墙都遭受不同程度的破坏。开展结构震后修复加固工作, 相比于拆除重建, 不仅能够节约大量重建资金, 还对加快震区生产、生活秩序的恢复具有更为积极的作用^[2-3]。因此, 对震损剪力墙的修复与加固技术的研究显得非常重要。超高韧度水泥基(ECC)复合材料^[4]是一种借助细观力学和断裂力学基本原理设计而成的纤维增强水泥基复合材料, 其变形能力强, 不仅具有类似金属材料拉伸强化的特征, 还具有优越的裂缝分散能力。

由于 ECC 具有以上优势, 将 ECC 应用于 RC 剪力墙加固修复中具有一定的发展前景。为了研究 ECC 在 RC 剪力墙抗震性能修复中的应用效果, 文献[5]对一片钢筋混凝土剪力墙进行了对比试验。首先对剪力墙进行初次拟静力试验, 剪力墙呈现剪切破坏, 混凝土压溃, 脚部钢筋屈服及弯曲甚至断裂, 随后用 ECC 对剪力墙进行了修复, 再次进行拟静力试验, 对比剪力墙的初次拟静力试验和修复后的再次拟静力试验。试验结果表明: 初次试验中, 原剪力墙脚部混凝土压碎, 斜裂缝明显, 构件发生剪切破坏, 强度退化严重, 属于脆性破坏; 采用 ECC 材料修复后的试件在破坏时墙脚部分未出现压碎现象, 钢筋完好, 未屈曲。以 ECC 修复后的剪力墙较之原试件, 剪力墙的承载能力基本得到恢复; 在保证承载能力的前提下, 剪力墙的延性得到提高, 并改变了剪力墙的破坏模式, 由脆性破坏转化为延性破坏; 提高了墙体的耗能能力; 避免剪力墙脚混凝土的压溃和局部钢筋的屈曲, 依靠 ECC 与钢筋良好的变形协调性, 提高了脚部钢筋的利用率。

本文采用扩展有限元方法(XFEM)模拟钢筋混

混凝土剪力墙在 ECC 修复前后处于低周反复荷载下的受力反应. 在模拟普通钢筋混凝土剪力墙在低周反复荷载下受力反应的基础上, 重点分析 ECC 置换混凝土对剪力墙抗震性能的影响以及 ECC 与混凝土黏结界面的力学性能对剪力墙的破坏模式、抗震性能的影响. 数值模拟采用扩展有限元方法与内聚力裂缝模型相结合, 对混凝土、ECC 的裂缝开展、ECC 与混凝土黏结界面的不同力学性能对墙体抗震性能的影响, 以及界面裂缝在 ECC 与界面之间的开展情况进行分析. 主要内容如下: 模拟钢筋混凝土剪力墙, 将模拟结果与试验结果相对比, 验证数值模拟各参数取值的正确性; ECC 置换受损混凝土后, 考虑在不同力学性能黏结界面的情况下 ECC 修复后的剪力墙处于低周反复荷载下的受力反应, 并与试验结果相比较.

本文中使用的内聚力裂缝模型^[6-8]是在传统虚拟裂缝模型的基础上发展起来的, 它能够充分考虑沿裂缝面两侧在拉、压、剪等复杂荷载作用下的相互作用, 传统虚拟裂缝模型可看作是广义内聚力裂缝模型在一定加载模式下的特殊形式. 内聚力裂缝模型已被广泛应用于混凝土和岩石等准脆性材料组成

的结构或构件断裂分析.

将内聚力裂缝模型应用于分析混凝土的裂缝扩展分析时, 裂缝可能沿着任意复杂的路径发生演化和发展, 但是在利用传统有限元法进行开裂过程的分析时, 裂缝只能沿着预先设置的路径扩展, 因而预设路径与实际开裂路径的吻合程度直接影响开裂过程模拟的精度. 扩展有限元方法^[9-10]在传统有限单元法的基础上进行了重要改进. 扩展有限元方法的核心思想是用扩充的带有不连续性质的形函数基来代表计算域内的间断, 因此在计算过程中, 不连续场的描述完全独立于网格边界, 这使其在处理断裂问题上具有优势. 扩展有限元方法中使用的网格与结构内部的几何或物理界面无关, 从而克服了诸如裂纹尖端等高应力和变形集中区进行高密度网格剖分所带来的困难, 模拟裂纹生长时也无需对网格进行重新剖分.

1 试件简介

剪力墙(编号 BZ2)^[5]的试件尺寸和配筋如图 1 所示, 试件的配筋与试验参数设置如表 1 所示.

表 1 试件 BZ2 参数表

Tab.1 Key parameters of BZ2

编号	暗柱纵筋		全截面纵筋		箍筋/暗柱箍筋		水平分布筋		轴力/kN	轴压比
	纵筋	配筋率/%	竖向分布筋	配筋率/%	箍筋	配筋率/%	分布筋	配筋率/%		
BZ2	4 ϕ 12+2 ϕ 10	2.38	8 ϕ 6	1.23	ϕ 6@100	0.75	ϕ 6@100	0.37	450	0.45

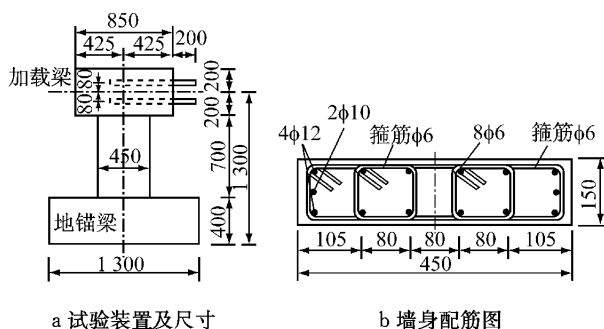


图 1 试件 BZ2 尺寸及配筋(单位:mm)

Fig.1 Dimension of BZ2 and the corresponding reinforcement(unit: mm)

试件 BZ2 在初次拟静力试验后遭到了破坏, 脚部钢筋屈服并发生屈曲甚至拉断, 需要对已经损坏的钢筋进行置换. 采用的修复钢筋统一为 ϕ 12, 搭接长度为 5~6 mm. 试件 BZ2 的修复过程为: 首先将受损钢筋周围混凝土进行清除, 将原先未断的钢筋剪断, 然后用钢筋在侧面进行搭接焊接; 在钢筋置换后, 进行 ECC 置换浇筑, 沿开裂的主裂缝进行混凝土清除, 并凿除试件断面处松散的混凝土, 暴露部分

粗骨料. 采用木支撑将试件支撑起来, 然后再进行 ECC 灌入浇筑. 试件浇筑好后, 在室内自然养护 56 d 进行再次拟静力试验. 经 ECC 修复后的试件命名为 R-BZ2.

2 有限元建模及参数取值

试件 BZ2 和 R-BZ2 有限元模型如图 2 所示. 采用平面应力单元来模拟混凝土与 ECC, 采用 truss 单元模拟纵向钢筋及箍筋, 采用 connector 单元模拟混凝土与钢筋的黏结-滑移关系. ECC 与混凝土的黏结界面采用界面裂缝模型进行模拟分析. 由于 ECC 表现为多条细密裂纹的微观开裂模式, 具有优越的裂缝分散能力, 而且良好的拉伸延性使得钢筋达到塑性屈服时两者仍能保持很好的变形协调性, 所以不考虑 ECC 与钢筋的黏结-滑移关系的影响.

根据文献^[5]的试验数据, 混凝土采用的具体参数为: 弹性模量 30 000 MPa, 泊松比 0.2, 抗拉强度 4.0 MPa, 断裂破坏采用最大主拉应力准则, 断裂能

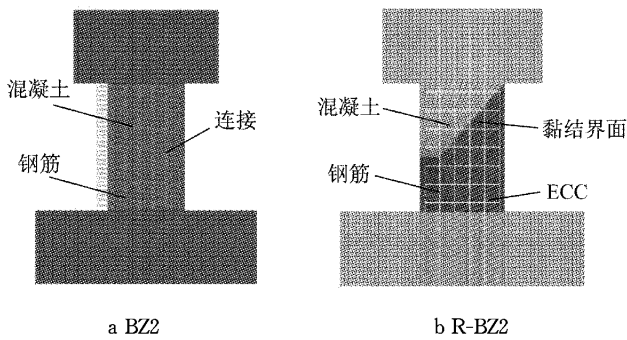


图2 试件 BZ2 和 R-BZ2 有限元模型

Fig.2 Finite element model of BZ2 and R-BZ2

$G_F^{(0)}$ 取值为 $0.25 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$, 损伤演化采用 POWER 准则, 参数值为 1. 钢筋采用的参数为: 弹性模量 $250\,000 \text{ MPa}$, 泊松比 0.3. 钢筋与混凝土之间的黏结-滑移关系按照欧洲规范 CEB-FIP^[11] 提出的关系式进行计算.

ECC 可以用于修复混凝土, 具有界面裂缝捕捉机理(interface crack trapping mechanism). 裂缝捕捉机理的满足需要 ECC 具有两个特点: 较低的起裂初度; 随着裂缝在 ECC 中的扩展, 其裂缝扩展阻力迅速提高. 在 ECC 楔入劈拉试验中, 出现了多条细密裂缝并行发展, 然后再形成宏观主要裂缝, 而在剪力墙试验中也出现了类似的现象. 因此, 可以进行这样一个假设: 在进行 ECC 的开裂模拟时, 同样采用宏观裂缝代替细密裂缝的开裂模式; 规定一个较低的抗拉强度值, 但是提高断裂能. 其软化曲线的假设如图 3 所示, 图中 w_0 为张开位移, k_0 为剪切滑移刚度. 根据软化曲线的定义, 裂缝面上的黏聚力决定于裂缝张开口位移, 如果提高软化曲线的断裂能, 则可以使 ECC 裂缝面上的黏聚力不像混凝土裂缝一样迅速退化. 所以, 具有较低的起裂初度以及在开裂后裂缝扩展阻力迅速提高这两个条件对于 ECC 是可以满足的.

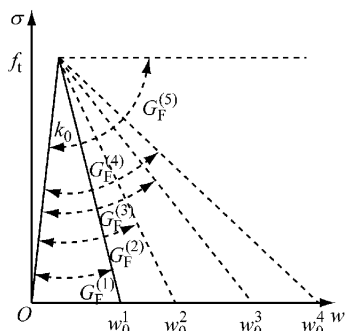


图3 ECC 软化曲线的假设

Fig.3 Hypothesis of ECC softening curve

根据文献[5]中的 ECC 拉伸试验与楔入劈拉试验所得到的数据, 本文采用扩展有限元方法对 ECC 的裂缝开展进行模拟. ECC 的弹性模量取 $12\,900 \text{ MPa}$, 抗拉强度取 2.5 MPa , 断裂能取 $100 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$. 将 ECC 楔入劈拉试验值与模拟值进行比较, 如图 4 所示, 模拟结果与试验结果较为吻合, 说明可以采用扩展有限元方法对 ECC 裂缝开裂后的力学性能进行模拟.

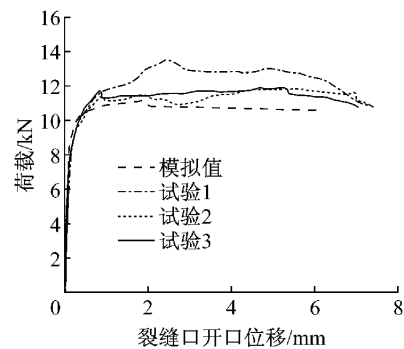
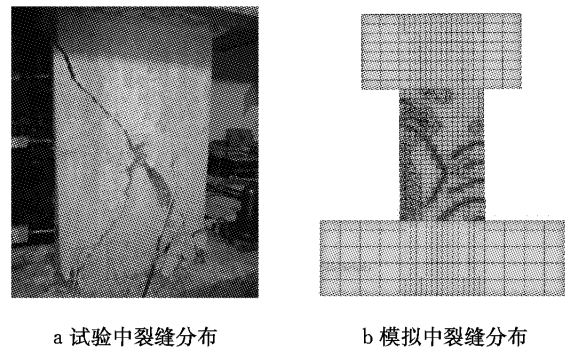


图4 ECC 楔入劈拉试验值与模拟值比较

Fig.4 Comparison of ECC wedge splitting tensile test values with simulation values

3 剪力墙初次拟静力试验模拟结果

试件 BZ2 的初次拟静力试验数值模拟结果如图 5 所示. 将模拟结果中试件 BZ2 的裂缝分布与试验中墙体的裂缝分布进行对比, 可以发现, 采用扩展有限元方法可以具体地捕捉到混凝土裂缝的开展位置和破坏模式. 墙体在竖向与水平向荷载作用下, 出现了明显的斜裂缝, 并在两侧墙脚处均出现了混凝土破坏, 两者吻合较好.



a 试验中裂缝分布

b 模拟中裂缝分布

图5 试件 BZ2 初次拟静力试验与模拟中破坏情况

Fig.5 Damage of BZ2 in the first pseudo-static test and simulation

图 6 为试件 BZ2 试验与数值模拟的滞回曲线对比图. 通过比较可以看出, 有限元模拟计算的极限承

载力、极限位移与试验结果吻合很好,在曲线捏拢方面,试验结果曲线更为捏拢,模拟结果稍显饱满。这是因为在试验中,墙脚部钢筋在受压状态下发生了屈曲,而在受拉状态下被拉直,钢筋的这一受力行为导致了墙体滞回曲线的捏拢,而在有限元模拟计算中并没有考虑钢筋的屈曲行为。

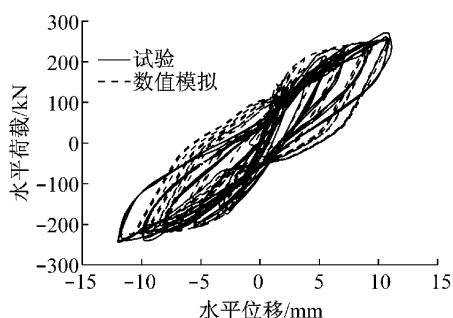


图 6 试件 BZ2 试验与数值模拟的滞回曲线比较

Fig. 6 Comparison of BZ2's hysteresis curve between test and simulation

4 剪力墙修复后试验模拟结果

从试件 R-BZ2 在再次拟静力试验^[5]后的破坏情况可知:裂缝首先从薄弱区即混凝土与 ECC 黏结界面出现,沿黏结界面发展成斜裂缝并延伸穿过 ECC,最后不断发展至墙脚,如图 7a 所示。剪力墙初次震损后,经过松散混凝土的清除以及 ECC 的浇筑,会形成如图 7b 所示的混凝土与 ECC 的黏结界面;这个黏结界面并不平整,带有一个突出的角部,在竖向荷载及水平荷载作用下会形成应力集中,极易造成界面先开裂直至 ECC 墙体开裂,往左侧及右侧的水平荷载分别形成裂缝 a 与裂缝 b。

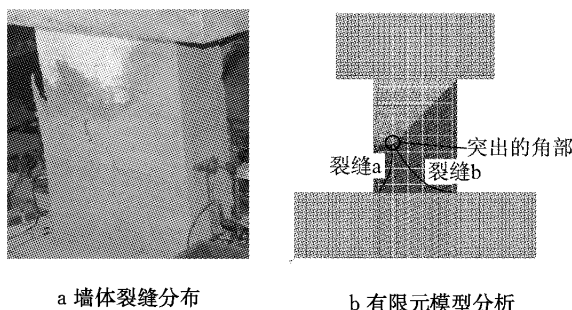


图 7 试件 R-BZ2 再次拟静力试验墙体裂缝分布及有限元模型

Fig. 7 Crack distribution of R-BZ2 in pseudo-static test and finite element model

采用单向施加荷载对试件 R-BZ2 进行模拟,黏结界面的性能参数值为:初始弹性模量 $k_m = k_s =$

4×10^5 ,界面抗拉强度为 5.0 MPa,剪切强度为 6.0 MPa,法向与切向断裂能均为 $0.25 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$,并在界面出现破坏后,设置界面摩擦系数为 0.6,模拟结果如图 8 所示。在正向推覆时,首先水平黏结界面出现开裂,然后随着加载的进行,出现了斜向裂缝(与裂缝 b 相同);而在负向推覆模拟时,斜向黏结界面出现开裂,然后出现了与裂缝 a 相同的斜向裂缝。在破坏情况上,模拟结果与试验破坏情况吻合较好。

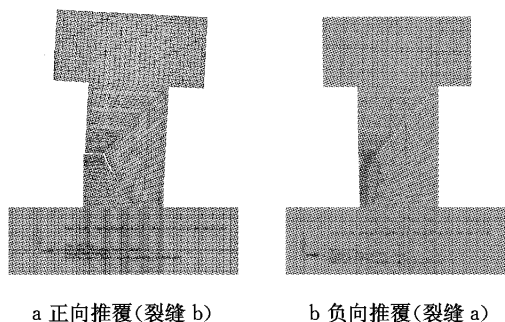


图 8 试件 R-BZ2 在有限元模拟结果中裂缝分布

Fig. 8 Crack distribution of R-BZ2 in finite element simulation

图 9 为试件 R-BZ2 试验与数值模拟滞回曲线对比图。通过比较可以看出,有限元模拟计算结果的极限承载力、极限位移与试验结果吻合很好,说明采用扩展有限元方法与内聚力裂缝模型的结合,可以有效分析含不同材料黏结界面的墙体的受力性能。

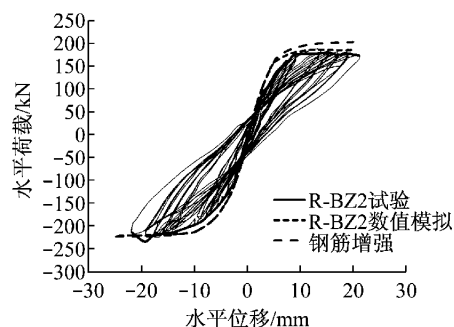


图 9 试件 R-BZ2 试验与数值模拟的滞回曲线比较

Fig. 9 Comparison of R-BZ2's hysteresis curve between test and simulation

通过试验及模拟分析墙体的破坏情况,可以对试件 R-BZ2 的负向承载力大于正向承载力做出合理的解释:正向加载时,左侧竖向钢筋与斜裂缝 b 两侧的钢筋发挥作用,承载力主要由左侧受拉钢筋决定;在负向加载时,右侧竖向钢筋与斜裂缝 a 两侧的钢筋发挥作用,承载力主要由右侧受拉钢筋决定。在墙体修复时,左侧竖向钢筋的下半部分已经被置换,置换钢筋的材性明显小于原钢筋,而右侧竖向钢筋

的上半部分并没有被置换,所以导致了两者承载力的差异. 如果将试件两侧竖向钢筋的力学性能提高至原钢筋,计算出来的水平荷载-水平位移曲线如图9中“钢筋增强”所示,正向承载力会得到增强,而反向承载力不变. 这种差异说明墙体的破坏模式对承载力有非常大的影响.

黏结界面在受拉荷载下容易开裂以致破坏,将钢筋引入 ECC 与混凝土的黏结界面时,破坏情况将更加复杂. 这里要引入界面剪切传递的分析. 界面剪力传递主要靠界面的骨料咬合与钢筋的销栓作用. 横穿过剪切面的销栓强度可以由3种机理发挥出来,这就是钢筋的弯曲、钢筋截面的直接抗剪强度和钢筋的剪切弯折^[12]. 界面剪力的计算可以采用黏聚力-摩擦模型或者剪切摩擦模型^[13]. 如果界面剪力传递的设计根据传统的摩擦概念来考虑,可以采用剪切摩擦模型,忽略了黏聚力,仅仅用摩擦力来计算剪切力. 单独采用摩擦系数来计算剪应力,无疑会采用较大的摩擦系数来进行计算拟合. 对于整体浇筑的混凝土,摩擦系数 μ 的取值为1.4;当混凝土是在已经硬结的混凝土上浇筑并使黏结界面粗糙时,摩擦系数为1.0;当混凝土是在已经硬结的混凝土上浇筑且黏结界面并不粗糙时,摩擦系数为0.6.

在进行有限元建模时,钢筋单元采用的是 truss 单元,只考虑轴向受力,并没有考虑钢筋的横向剪切能力,所以需要设置界面的摩擦系数. 设置摩擦系数为0.20,0.30,0.45,0.60,0.80,分别计算在不同的摩擦系数下墙体的受力性能反应,如图10所示.

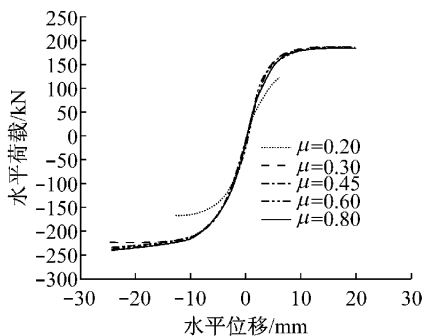


图10 不同摩擦系数时水平荷载-水平位移曲线

Fig. 10 Dependence of horizontal load on horizontal displacement curve at different friction coefficients

摩擦系数为0.2时,混凝土与ECC两者之间有相对较大的滑移,试件从界面处开裂并破坏,承载力低. 摩擦系数为0.3~0.8时,出现了前文所述的墙体破坏模式,其水平荷载-水平位移曲线也基本相同. 为保守分析,所以上文采用的摩擦系数为0.6.

在本文分析中,先定义了黏结界面上的黏聚力,然后再定义了摩擦系数,类似于黏聚力-摩擦模型. 在进一步的分析中,可以考虑黏结界面黏聚力对墙体受力性能的影响. 首先将混凝土与ECC之间的界面采用 tie 的方式进行连接,不考虑界面开裂的可能性. 相应的模拟结果见图11.

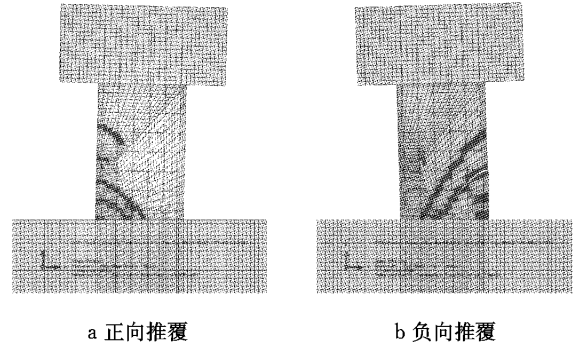


图11 试件 R-BZ2 再次拟静力试验墙体裂缝分布(界面采用 tie 连接)

Fig. 11 Crack distribution of R-BZ2 in pseudo-static test (interface connected by 'tie')

在不考虑黏结界面开裂的情况下,墙体的裂缝开展形式与试件 R-BZ2 有所不同,而与试件 BZ2 相似. 从推覆曲线来看(见图12),不考虑黏结界面开裂墙体的侧向力-位移曲线(tie 模拟)处于试件 BZ2 与 R-BZ2 的侧向力-位移曲线之间. 不考虑黏结界面开裂墙体的侧向力-位移曲线与试件 BZ2 的曲线的差异体现在, ECC 与钢筋的置换使得墙体的极限承载力降低,但是墙体延性增大;考虑黏结界面开裂墙体的侧向力-位移曲线与试件 R-BZ2 的曲线的差异体现在,黏结界面的性能使得试件 R-BZ2 出现上述破坏情况,造成墙体极限承载能力与延性的降低,影响 ECC 作用的发挥.

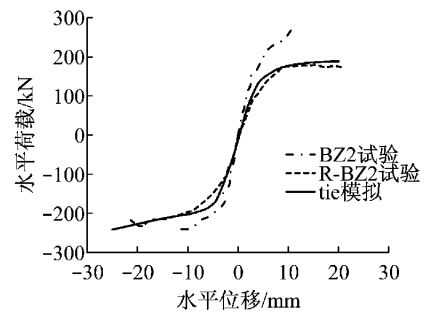


图12 不同黏结界面的剪力墙有限元模型

Fig. 12 Finite element model of shear wall with different bonding interfaces

为证明上文中黏结界面性能参数值选取的合理性,在同一摩擦系数0.6前提下,假定有4组不同黏

结性能的界面,界面的黏结性能如表 2 所示.

表 2 4 组黏结界面性能

Tab.2 Property of four cohesive surfaces

界面	界面抗拉强度/MPa	剪切强度/MPa	法向断裂能/(N·mm ⁻¹)	切向断裂能/(N·mm ⁻¹)
1	2.0	4.0	0.25	0.25
2	5.0	10.0	0.25	0.25
3	10.0	20.0	0.25	0.25
4	20.0	20.0	0.25	0.25

如图 13 所示,同一摩擦系数 0.6 的前提下,不同界面黏结性能对墙体的受力性能并没有产生明显不同的影响. 由于黏结界面间的剪力传递主要靠摩擦力,相比之下,界面黏聚力可以忽略,而且墙体的破坏模式主要是 ECC 沿裂缝 a 和 b 开裂,提高黏结界面性能并不能改变这种破坏模式,水平荷载-水平位移曲线没有变化.

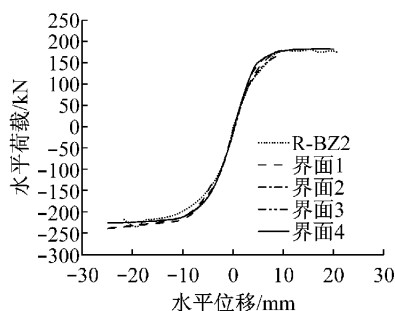


图 13 摩擦系数为 0.6 时的水平荷载-水平位移曲线

Fig. 13 Horizontal load-horizontal displacement curve with a frictional coefficient of 0.6

5 结论

(1) 采用扩展有限元方法可以具体地捕捉到原剪力墙中混凝土裂缝的开展位置和破坏模式,与试验破坏现象吻合较好.

(2) 采用基于界面的内聚力模型可以很好地模拟修复后剪力墙中 ECC 与混凝土的黏结界面性能,并可以设定界面间的摩擦系数来实现界面间的剪切传递.

(3) 将扩展有限元方法与基于界面的内聚力模型相结合,可以较好地模拟有黏结界面的修复后剪力墙的受力行为,有限元模拟计算结果的极限承载力以及极限位移与试验结果吻合很好.

参考文献:

- [1] 周颖,吕西林. 智力地震钢筋混凝土高层建筑震害对我国高层结构设计的启示[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(5): 17.
ZHOU Ying, LÜ Xilin. Lessons learnt from damages of reinforced concrete tall buildings in Chile Earthquake and revelations to structural design in China [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(5): 17.
- [2] 孙治国,王东升,李宏男,等. 汶川地震钢筋混凝土框架震害及震后修复建议[J]. 自然灾害学报, 2010, 19(4): 114.
SUN Zhiguo, WANG Dongsheng, LI Hongnan, et al. Damage investigation of RC frames in Wenchuan earthquake and suggestions for post-earthquake rehabilitation [J]. Journal of Natural Disasters, 2010, 19(4): 114.
- [3] 吴振波,周献祥,谢伟,等. 汶川地震建筑震害调查统计与抗震设计思考[J]. 建筑结构, 2010, 40(增刊): 144.
WU Zhenbo, ZHOU Xianxiang, XIE Wei, et al. Statistics of Wenchuan earthquake investigation and some ideas on seismic design of buildings [J]. Building Structure, 2010, 40 (Suppl.): 144.
- [4] Li V C. 高延性纤维增强水泥基复合材料的研究进展及应用[J]. 硅酸盐学报, 2007, 35(4): 531.
Li V C. Progress and applications of engineered cementitious composites [J]. Journal of Chinese Ceramic Society, 2007, 35 (4): 531.
- [5] 张远森. 震损混凝土结构修复技术的试验与机理研究[D]. 上海: 同济大学, 2014.
ZHANG Yuanmiao. Experimental and mechanistic study on repair technique to seismic damaged concrete structures [D]. Shanghai: Tongji University, 2014.
- [6] Barenblatt G I. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture [J]. Advances in Applied Mechanics, 1962, 7: 55.
- [7] Dugdale D S. Yielding of steel sheets containing slits [J]. Journal of Mechanics and Physics of Solids, 1960, 8: 100.
- [8] Hillerborg A. Results of three comparative test series for determining the fracture energy G_f of concrete [J]. Materials and Structures, 1985, 18: 407.
- [9] Belytschko T, Black T. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999, 45(5): 601.
- [10] Moës N, Dolbow J, Belytschko T. A finite element method for crack growth without remeshing [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999, 46(1): 131.
- [11] CEB-90. CEB-FIP model code 1990 [S]. London: Thomas Telford House, 1991.
- [12] Park R, Pauley T. Reinforced concrete structures [M]. New York: John-Wiley&Sons, 1975.
- [13] MacGregor J G, Wight J K, Teng S, et al. Reinforced concrete: mechanics and design [M]. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall, 1997.