

FRP 约束普通和高强混凝土柱轴压性能的有限元分析

陈曦宸, 梁 军, 施鹏飞

(上海理工大学 环境与建筑学院, 上海 200093)

摘要: 现有的大多数纤维复合材料(FRP)约束混凝土轴压本构模型只适用于普通强度的混凝土, 对高强混凝土的适用性还有待研究。基于 ABAQUS 和 OpenSees 模型, 采用有限元方法研究 FRP 约束混凝土的轴压性能。其中 ABAQUS 模型采用全尺寸模型和薄片模型两种形式, 并采用混凝土破坏塑性模型(CDPM)来模拟被约束的混凝土, 通过修改混凝土的压缩硬化曲线来考虑 FRP 提供的围压。OpenSees 模型则通过动态链接库文件引入 5 个不同的分析型 FRP 约束混凝土轴压本构模型。最终与相关实验结果进行对比, 并相互对比各个有限元模型可以发现, ABAQUS 中的薄片模型能最好地模拟 FRP 约束普通和高强混凝土的轴压性能。

关键词: 纤维约束混凝土; 高强混凝土; 有限元模型; ABAQUS 模型; OpenSees 模型

中图分类号: TU 443 **文献标志码:** A

Finite Element Analysis on the Axial Compression Behaviors of FRP-Confined Normal-Strength and High-Strength Concrete Columns

CHEN Xichen, LIANG Jun, SHI Pengfei

(School of Environment and Architecture, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China)

Abstract: Existing compressive constitutive models for fiber reinforced polymers/plastics (FRP) confined concrete are suitable for normal-strength concrete only. The applicability on FRP-confined high-strength concrete is still questionable. The compression behaviors of FRP-confined concrete were investigated numerically by using finite element method on the platforms of both ABAQUS and OpenSees. The ABAQUS models included a full-scale model and a slice model. In both of these models, the widely-used concrete damaged plasticity model (CDPM) was adopted to simulate the material of concrete. A modified compression hardening curve was proposed to account for the confining pressure from the surrounding FRP. The modified model was found to be suitable to predict the performance of FRP-confined concrete under axial compression. The OpenSees models were several analysis-oriented models for FRP-confined concrete introduced from the dynamic-link-library files. These models' results were compared with those by experiments. Finally, the finite element models were compared with each other and the vertical slice model in ABAQUS was found to be of the best

performance in predicting the compressive behaviors of both FRP-confined normal-strength concrete and high-strength concrete.

Keywords: FRP-confined concrete; high-strength concrete; finite element model; ABAQUS; OpenSees

由于结构尺寸和重量的限制，高强混凝土（HSC）越来越多地应用在建筑行业，其加固措施也受到相应的重视。与传统加固方法相比，纤维复合材料（fiber reinforced polymers/plastics, FRP）由于自身的优势，被广泛应用于各种结构或构件的修复和加固中^[1-2]。现有的FRP约束混凝土轴压本构模型大致可分为两类：基于实验的设计型模型和基于数值的分析型模型^[3]。然而大多数模型都是针对普通强度混凝土（NSC），在HSC方面还需要进一步的研究^[4-5]。

随着计算机技术的发展，有限元方法（FEM）开始广泛应用于大型结构的数值模拟中，FRP约束混凝土的有限元模拟也成为可能。例如胡波等^[6]和吴秋兰等^[7]采用ANSYS分别模拟了FRP约束方形混凝土短柱和FRP约束混凝土圆柱的轴心受压性能。Piscesa等^[8]采用ABAQUS模拟了FRP约束钢筋混凝土柱的轴压性能。最近，Lin等^[9]通过三维有限元方法对FRP约束混凝土圆柱的偏压性质进行了研究，对有限元方法进行了改进。可以发现，数值模型中的一个重要挑战就是在模拟经度与计算耗时之间取得平衡^[10]。Yu等^[11]研究发现，对于长度大于等于两倍截面直径的混凝土柱，柱端约束对柱中的影响可以忽略不计。据此可以将全尺寸的混凝土轴压试样简化为一个薄片进行模拟，以缩短计算时间。

另外，纤维截面法也逐渐成为简化三维模型的有效手段之一。基于OpenSees^[12]的纤维截面法可以将拥有不同材料性质的纤维截面集合到同一个有限元单元中，从而极大地缩短计算时间。OpenSees^[12]是一个开放源代码的有限元平台，可以很方便地将各理论模型编制到其材料数据库中。王震宇等^[13]基于OpenSees中的纤维约束混凝土模型，对FRP约束混凝土柱在水平荷载下的滞回曲线进行了有限元模拟。Wang等^[14]和Ismail等^[10]同样基于OpenSees对FRP约束钢筋混凝土柱的动力性能进行了模拟。

为了研究各种有限元方法的模拟精度和效率，本文采取ABAQUS的三维全尺寸模型、薄片模型，和OpenSees纤维截面模型进行有限元模

拟。其中ABAQUS模型采用修正的混凝土压缩硬化曲线，OpenSees中的纤维截面模型则通过动态链接库（DLL）文件编制6个分析型FRP约束混凝土本构模型^[4,15-19]。最后通过对比相关的实验数据，对各有限元方法模拟FRP约束NSC和HSC轴压性能的适用性进行研究。

1 模型描述

1.1 实验参数

为了对有限元模型结果进行验证，本文选取了文献[20]的FRP约束NSC实验数据以及文献[4]的FRP约束HSC的实验数据，实验参数见表1。表中： f'_{co} 为混凝土强度； t 和 E_{frp} 分别为FRP材料的厚度和弹性模量； $\epsilon_{h, rup}$ 为FRP材料的极限应变； f'_{cu} 和 ϵ_{cu} 分别为FRP约束混凝土的极限强度和极限应变。表中的实验条件均包含弱约束（W）、中等约束（M）和强约束（H）3种不同的约束等级，如弱约束普通强度混凝土写作W-NSC。实验试样均为混凝土圆柱，半径为152 mm，高度为305 mm，符合Yu等^[11]提出的简化规则。需要注意的是，相同条件的轴压实验均包括两组实验数据，即原文中均进行了两次实验。

表 1 实验数据
Tab.1 Experimental data used in the analysis

实验条件	f'_{co}/MPa	t/mm	E_{frp}/GPa	$\epsilon_{h, rup}/\%$	f'_{cu}/MPa	$\epsilon_{cu}/\%$
W-NSC	45.9	0.17	80.1	1.523	48.4	0.813
W-NSC	45.9	0.17	80.1	1.915	46.0	1.063
M-NSC	39.6	0.51	80.1	1.955	65.7	2.558
M-NSC	39.6	0.51	80.1	1.667	60.9	1.792
H-NSC	38.0	0.68	240.7	0.977	110.1	2.551
H-NSC	38.0	0.68	240.7	0.965	107.4	2.613
W-HSC	70.8	0.34	237.8	1.10	104.2	1.07
W-HSC	70.8	0.34	237.8	1.21	110.3	1.43
M-HSC	70.8	1.02	237.8	1.00	180.5	2.16
M-HSC	70.8	1.02	237.8	0.90	197.7	2.33
H-HSC	70.8	1.70	237.8	0.67	191.5	2.28
H-HSC	70.8	1.70	237.8	0.52	162.4	1.39

1.2 ABAQUS 三维模型

1.2.1 模型尺寸和单元

ABAQUS 中的全尺寸模型和薄片模型如图 1 所示。根据 Hany 等^[21]的研究, FRP 与混凝土之间的相互作用对结果影响不大, 因此建模时通过“Tie Constraint”将 FRP 与混凝土表面的节点进行绑定。混凝土和 FRP 分别采用 C3D8R 和 S4R 单元进行模拟。由于模型和轴向加载条件的对称性, 有限元模型只对试样的 1/4 进行建模计算, 薄片模型则仅取全尺寸模型的一个横向切片进行模拟。 x - z 和 y - z 边界采用对称边界条件, 分别对 y 和 x 方向的位移进行限制。全尺寸模型固定模型两端各方向的自由度, 而薄片模型只固定轴向位移。两种模型均通过轴向位移进行加载。

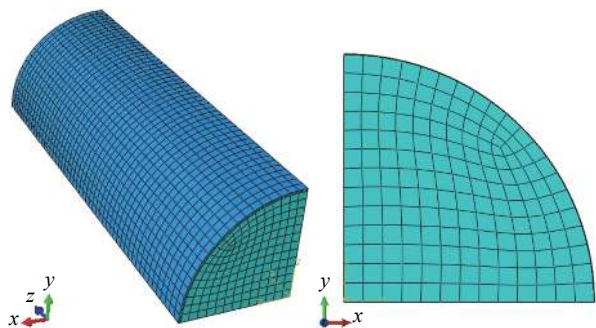


图 1 ABAQUS 三维模型
Fig.1 3D modeling in ABAQUS

1.2.2 ABAQUS 模型的材料参数

FRP 采用“LAMINA”弹性材料, 其轴向的弹性模量 $E_1 = E_{\text{frp}}$ (见表 1), 泊松比设为零。其他性质, 如各方向的弹性模量和剪切模量 $E_2, G_{12}, G_{13}, G_{23}$, 均取为 0.001 GPa。

混凝土的材料性质采用 CDPM 进行模拟, 其弹性部分包含两个参数: 弹性模量 E_c 和泊松比 ν_c 。其中 E_c 取自《美国 FRP 加固混凝土结构设计指南》(ACI 318)^[22], 如式(1)所示。若无实验数据, ν_c 则由 Candappa 等^[23]的经验公式(式 2)计算得到。

$$E_c = 4730 \sqrt{f'_{co}} \quad (1)$$

$$\nu_c = 8 \times 10^{-6} f'_{co}{}^2 + 0.0002 f'_{co} + 0.138 \quad (2)$$

CDPM 的塑性性质则分为 3 个部分: 拉伸性能、压缩性能和塑性参数。抗拉强度线性地取为 $0.1f'_{co}$, 且忽略拉伸破坏。塑性参数则取自 Yu 等^[11]和 Hany 等^[21]的修正 CDPM 材料。其中黏性系数取为 10^{-7} , 偏心率取为 0.1, 其他 3 个参数膨胀角

ψ 、强度比 f_{bo}/f'_{co} 和控制屈服面形状的参数 K_c 分别按下式计算:

$$\psi = -\frac{1.4587K_1}{f'_{co}} + 57.296, 0 \leq \frac{K_1}{f'_{co}} \leq 40 \quad (3)$$

$$\frac{f_{bo}}{f'_{co}} = 1.5 f'_{co}{}^{-0.075} \quad (4)$$

$$K_c = \frac{5.5 f_{bo}/f'_{co}}{3 + 5 f_{bo}/f'_{co}} \quad (5)$$

式中: f_{bo} 为混凝土双轴抗压强度; $K_1 = E_{\text{frp}} t_{\text{frp}}/R$ 为 FRP 材料的刚度; ψ 的取值范围限制在 0.1~56。

混凝土的压缩性能分为压缩硬化和压缩破坏两部分。与拉伸破坏类似, 这里不考虑压缩破坏的影响。压缩硬化性质需要输入未约束混凝土的应力应变散点进行设置。而一些研究表明^[11], 原始的未约束混凝土应力应变曲线并不适用于模拟 FRP 约束混凝土。因此, 基于 Hany 等^[21]的研究, 本文提出一个修正的未约束混凝土应力应变模型。该模型将 FRP 提供的侧向围压作为 ABAQUS 运算过程中的环境变量。模型曲线分为两段, 峰值前取为 Popovics^[24]的理论曲线, 峰值后则采用 Xiao 等^[4]的模型。同时, 未约束混凝土的峰值应变 ϵ'_{co} 在约束压力不断提升的过程中增加为约束混凝土的峰值应变 ϵ'_{cc} 。曲线后半段中, 根据 Xiao 等^[4]的模型得到的轴向应力 f_c 则都减去约束混凝土和未约束混凝土的峰值应力差 $(f'_{cc} - f'_{co})$ 。由此所得新模型的表达式为

$$\sigma_c = \begin{cases} \frac{f'_{co}(\epsilon_c/\epsilon'_{cc})r_1}{r_1 - 1 + (\epsilon_c/\epsilon'_{cc})^{r_1}}, & \epsilon_c < \epsilon'_{cc} \\ \frac{f'_{cc}(\epsilon_c/\epsilon'_{cc})r_2}{r_2 - 1 + (\epsilon_c/\epsilon'_{cc})^{r_2}} - (f'_{cc} - f'_{co}), & \epsilon_c \geq \epsilon'_{cc} \end{cases} \quad (6)$$

式中: σ_c 为轴向应力; ϵ_c 为轴向应变; 峰值应力 f'_{cc} 、峰值应变 ϵ'_{cc} , 以及参数 r_1, r_2 的计算为

$$\frac{f'_{cc}}{f'_{co}} = 1 + 3.24 \left(\frac{\sigma_1}{f'_{co}} \right)^{0.80} \quad (7)$$

$$\frac{\epsilon'_{cc}}{\epsilon'_{co}} = 1 + 17.4 \left(\frac{\sigma_1}{f'_{co}} \right)^{1.06} \quad (8)$$

$$r_1 = \frac{E_c}{E_c - f'_{co}/\epsilon'_{co}}, r_2 = \frac{E_c}{E_c - f'_{cc}/\epsilon'_{cc}} \quad (9)$$

式中, σ_1 是作为环境变量的围压。

由于 ABAQUS 中的 CDPM 材料需要输入非弹性应变和相应的应力作为数据点, 在计算过程中取 $f'_{co}/2$ 对应的应变为弹性应变。图 2 所示(见下页)为表 1 中 M-NSC 据以上模型得到的修正压缩硬化曲线。

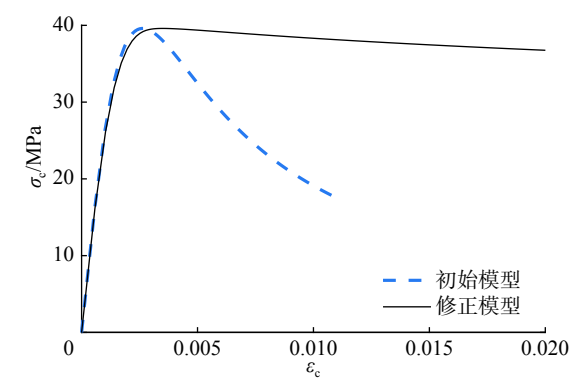


图2 原始和修正压缩硬化曲线

Fig.2 Original and modified compressive hardening curves

1.2.3 基于 OpenSees 的纤维截面模型

本文选取了Teng等^[18]、Cui等^[16]、Xiao等^[4]、Dong等^[17]和Lim等^[19]5个分析型FRP约束混凝土本构模型，并采用C++语言编制的DLL文件将其添加到OpenSees的材料库中。另外，OpenSees现有的FRP约束混凝土材料^[12]是基于Spoelstra等^[15]的模型编制的，这里将其重新编制，并与所选取的模型进行对比。

如图3所示，纤维截面模型极大地简化了ABAQUS的三维模型。该模型只有一个双节点的梁单元，且可以在环向和径向嵌套拥有不同材料属性的纤维截面。在受力过程中，各截面没有相对滑动地协同工作。

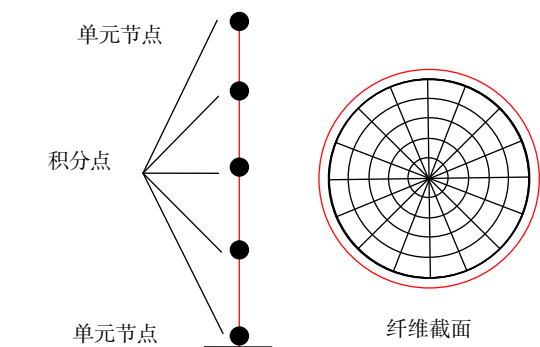


图3 基于 OpenSees 的纤维截面模型

Fig.3 Fiber section model based on OpenSees

OpenSees的单元库提供了3种可用的梁单元：forceBeamColumn，nonlinearBeamColumn以及dispBeamColumn。通过对比模拟结果可以发现，三者对结果几乎没有影响。此外，积分点和纤维截面的数量越多，计算耗时越长，但对单元的力学性能影响也很小。因此，后文的模拟均采用nonlinearBeamColumn单元，积分点和纤维截面

的数量均取最小值2。基于这些设置，总体的计算时间可以限制在1s以内。

2 结果对比

2.1 ABAQUS 模拟结果

对比全尺寸模型和薄片模型的模拟结果可以发现两者之间的差距很小。图4和图5分别为H-NSC和H-HSC的应力应变($\sigma_c/f'_{co}-\epsilon_c/\epsilon'_{co}$)曲线和横向应变-轴向应变曲线($\epsilon_t/\epsilon'_{co}-\epsilon_c/\epsilon'_{co}$)。可以发现，全尺寸模型的应力应变曲线(如图4(a)和图5(a)所示)略低于薄片模型对应的曲线，而全尺寸模型的横向应变-轴向应变曲线(如图4(b)和图5(b)所示)则略高于薄片模型对应的曲线。两类模型都可以很好地反映实验值，其中薄片模型对应的曲线与实验曲线更加贴合。

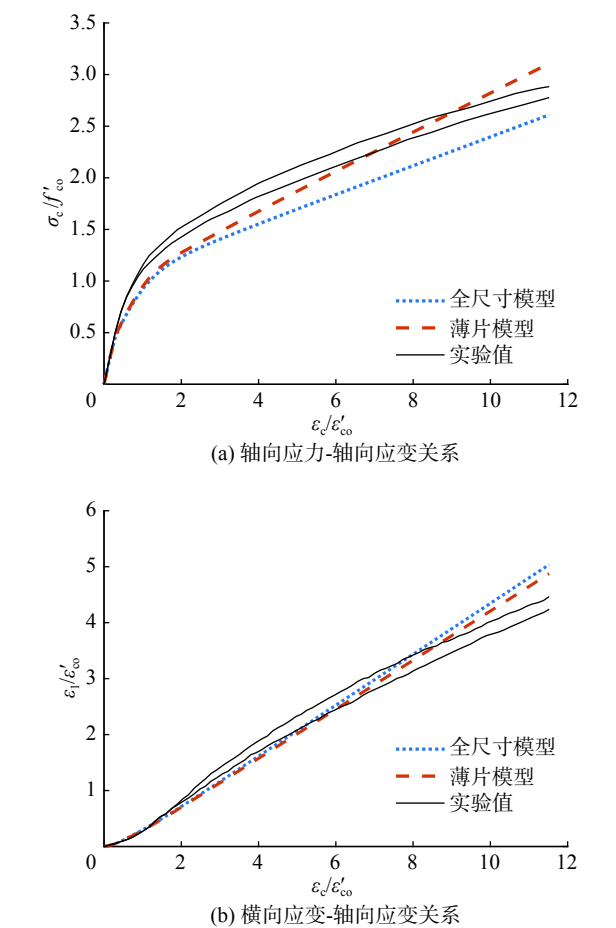


图4 ABAQUS 对 H-NSC 的模拟结果

Fig.4 ABAQUS simulation results for H-NSC

2.2 OpenSees 模拟结果

采用 OpenSees 的纤维截面法模拟的 W-NSC

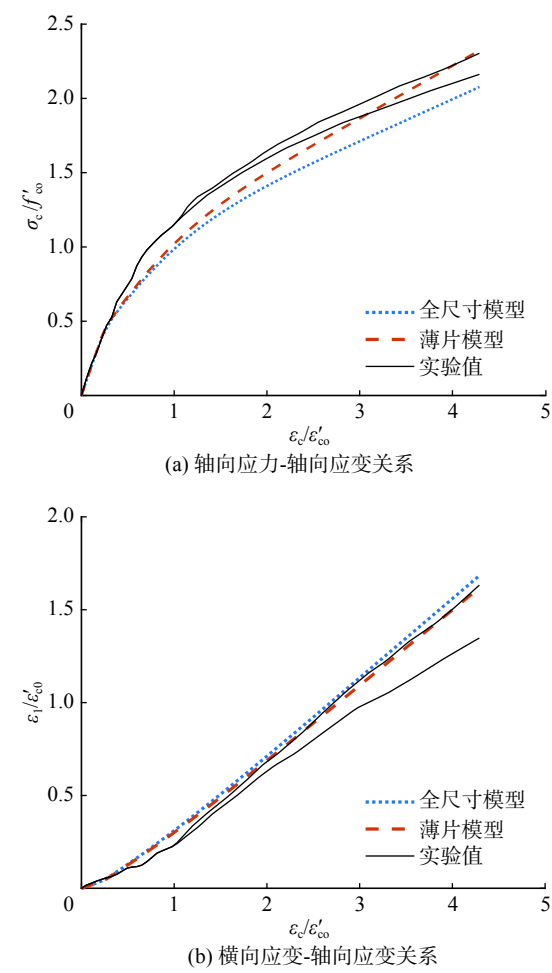


图 5 ABAQUS 对 H-HSC 的模拟结果

Fig. 5 ABAQUS simulation results for H-HSC

和 W-HSC 结果分别如图 6 和图 7(见下页)所示。由图可以看出, 所有模型都能很好地模拟曲线转折点以前的部分, 模型误差主要出现在曲线后半段。模拟结果的准确性也很大程度上依赖于所采用的 FRP 约束混凝土本构模型。例如基于 Lim 等^[19]的模拟结果与实验曲线在各种条件下都非常贴合, 而基于 Spoelstra 等^[15]的模拟曲线则只有 W-HSC 情况下的应力应变曲线表现出较好的准确度。从图 6(b)和图 7(b)可以看出, 各模型均低估了 FRP 约束混凝土的横向应变, 其中 Spoelstra 等^[15]以及 Cui 等^[16]的模型误差最大。

2.3 模拟精度对比

各有限元模型的模拟结果可以用均方根偏差 (RMSD)来表示, 即

$$RMSD = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (P_i - S_i)^2}{n}} \tag{10}$$

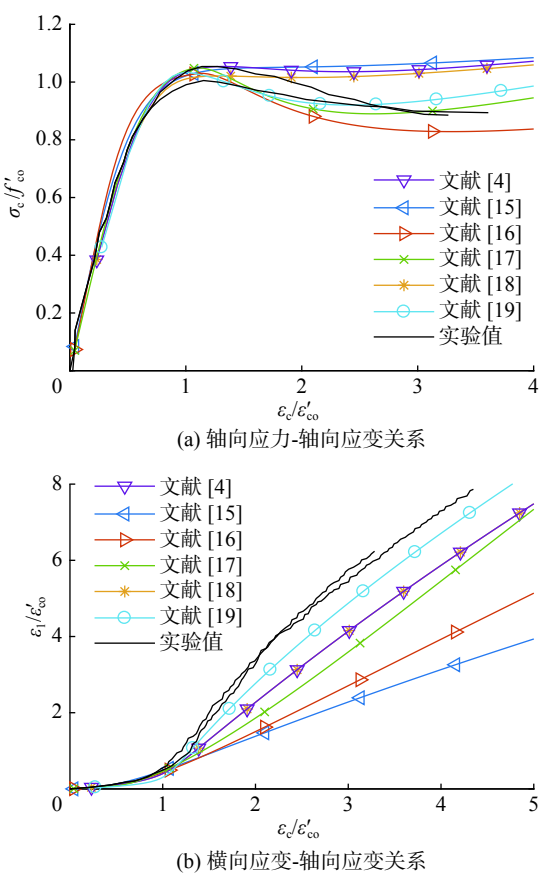


图 6 OpenSees 对 W-NSC 的模拟结果

Fig. 6 OpenSees simulation results for W-NSC

式中: P_i 为实验值; S_i 为模拟值; n 为数据点的个数。RMSD 越小表明模拟结果越准确。后面对 $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ 和 σ_c/f'_{co} 进行了考察, 由于每个实验条件都有两组实验结果, 最终的 RMSD 取其平均值。

表 2(见下页)列出了 ABAQUS 全尺寸模型和薄片模型对应的 RMSD。其中: 实验条件 NSC 和 HSC 分别表示所有约束强度下的 NSC 和 HSC; NSC-HSC 表示将两种混凝土强度下的数据结合起来, 平均值则表示该条件下 $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ 和 σ_c/f'_{co} 对应 RMSD 的平均值。通过表 2 可以发现, 除了 M-HSC 条件下的 $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ 外, 薄片模型的 RMSD 均低于同条件下的全尺寸模型。这表明薄片模型的模拟结果在大部分条件下都比全尺寸模型更加准确。观察 NSC 和 HSC 两个实验条件可以发现, HSC 对应的 RMSD 均低于 NSC, 表明 ABAQUS 模型更适于模拟 HSC。考察约束强度的影响可以发现, 随着约束强度的升高, $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ 对应的 RMSD 越来越小, 而 σ_c/f'_{co} 对应的 RMSD 则表现出增加的趋势。由此可知, ABAQUS 模型在模拟弱约束下的应力和强约束下的应变时具有更高的准确度。此外,

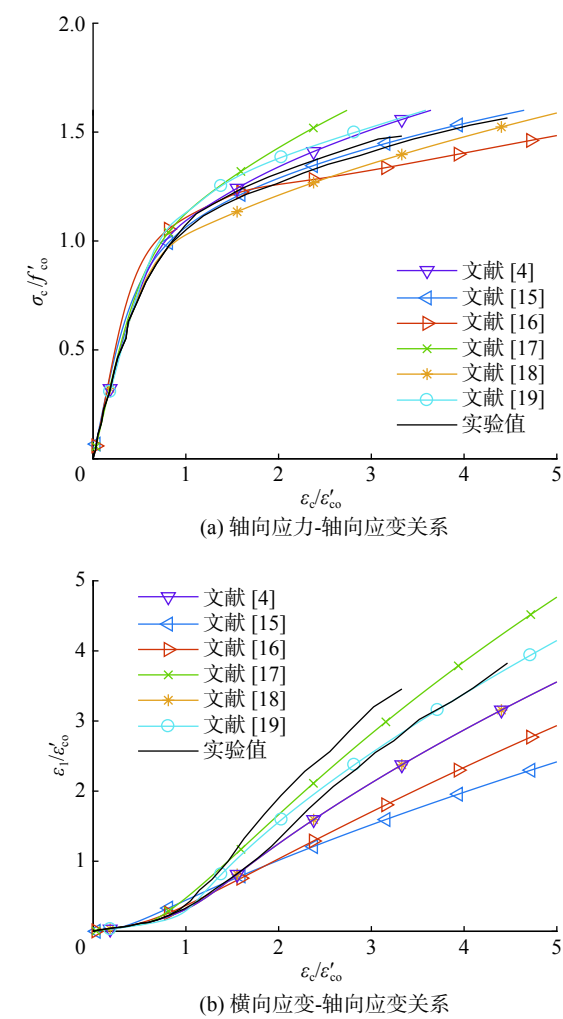


图 7 OpenSees 对 W-HSC 的模拟结果

Fig. 7 OpenSees simulation results for W-HSC

各模型对应 σ_c/f'_{co} 的 $RMSD$ 普遍低于 $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ ，表明 ABAQUS 模型对 σ_c/f'_{co} 的计算更加准确。

表 2 ABAQUS 模拟结果对应的 RMSD
Tab.2 RMSD values for ABAQUS results

实验条件	全尺寸模型		薄片模型	
	$\epsilon_l/\epsilon'_{co}$	σ_c/f'_{co}	$\epsilon_l/\epsilon'_{co}$	σ_c/f'_{co}
W-NSC	0.818	0.304	0.591	0.094
M-NSC	0.319	0.225	0.279	0.098
H-NSC	0.286	0.293	0.239	0.167
W-HSC	0.359	0.061	0.329	0.058
M-HSC	0.115	0.273	0.128	0.175
H-HSC	0.100	0.182	0.075	0.103
NSC	0.538	0.278	0.404	0.125
HSC	0.237	0.194	0.217	0.123
NSC-HSC	0.423	0.240	0.334	0.124
平均值	0.332		0.229	

表 3 为 OpenSees 各模型所对应的 $RMSD$ 。由于 Spoelstra 等^[15]和 Cui 等^[16]的模型误差较大，表 3 只列出其他 4 个模型的结果。由于文献^[18]和文献^[4]都采用了 Teng 等^[18]的横向应变-轴向应变曲线，其对应的 $RMSD$ 也相同，因此表中只列出 Teng 等^[18]对 σ_c/f'_{co} 的 $RMSD$ 。通过观察 NSC-HSC 条件下的数据可以发现，Xiao 等^[4]和 Lim 等^[19]分别对 σ_c/f'_{co} 和 $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ 的 $RMSD$ 去最小值，且其对应的平均 $RMSD$ 也最低，表明这两个模型最适于模拟 FRP 约束 NSC 和 HSC 的受力和变形性能。考察混凝土强度的影响可以发现，大多数模型对应 HSC 的 $RMSD$ 均低于 NSC，表明这 4 个模型都能较好地模拟 FRP 约束 HSC 的材料性质。考察约束强度的影响可以发现与 ABAQUS 相似的现象，即随着约束强度的升高， $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ 对应的 $RMSD$ 越来越小，而 σ_c/f'_{co} 对应的 $RMSD$ 则越来越大。同样地，各模型对应 σ_c/f'_{co} 的 $RMSD$ 普遍低于 $\epsilon_l/\epsilon'_{co}$ ，特别是基于 Xiao 等^[4]的纤维截面模型，表明 OpenSees 模型对 σ_c/f'_{co} 的计算更加准确。

表 3 OpenSees 模拟结果对应的 RMSD
Tab.3 RMSD values for OpenSees results

实验条件	Dong 等 ^[17]		Xiao 等 ^[4]		Teng 等 ^[18]	Lim 等 ^[19]	
	$\epsilon_l/\epsilon'_{co}$	σ_c/f'_{co}	$\epsilon_l/\epsilon'_{co}$	σ_c/f'_{co}	σ_c/f'_{co}	$\epsilon_l/\epsilon'_{co}$	σ_c/f'_{co}
W-NSC	1.271	0.034	0.927	0.083	0.071	0.496	0.037
M-NSC	0.252	0.235	0.349	0.191	0.067	0.230	0.240
H-NSC	0.314	0.211	0.146	0.062	0.128	0.181	0.363
W-HSC	0.227	0.139	0.403	0.051	0.064	0.236	0.077
M-HSC	0.381	0.226	0.183	0.037	0.195	0.129	0.239
H-HSC	0.280	0.277	0.190	0.066	0.225	0.092	0.268
NSC	0.775	0.185	0.589	0.127	0.096	0.341	0.253
HSC	0.303	0.223	0.279	0.058	0.177	0.187	0.213
NSC-HSC	0.590	0.205	0.474	0.099	0.143	0.275	0.234
平均值	0.398		0.287		0.309	0.255	

最终，结合表 2 中 ABAQUS 的模拟结果和表 3 中 OpenSees 的模拟结果可以发现，ABAQUS 的薄片模型在综合模拟 NSC 和 HSC 的应力和应变时的准确度最高，其次为基于 Lim 等^[19]和 Xiao 等^[4]的 OpenSees 纤维截面模型。其中 Xiao 等^[4]和 Lim 等^[19]对应的模型分别在单独计算轴向应力和横向应变方面具有优势。

3 结论与建议

本文基于 ABAQUS 和 OpenSees 有限元平台对 FRP 约束 NSC 和 HSC 的轴压性能进行了研究,对比分析了各模拟方法的准确性。其中 ABAQUS 有限元模拟中的混凝土破坏塑性材料模型采用了修正的压缩硬化模型,并对全尺寸模型和薄片模型进行了对比。OpenSees 中的纤维截面模型则通过 C++ 编制的 DLL 文件,引入了 6 个分析型 FRP 约束混凝土本构模型。主要结论如下:

a. 修正的 CDPM 压缩硬化模型(式(9))提高了 ABAQUS 有限元方法模拟 FRP 约束 NSC 和 HSC 的精度。

b. ABAQUS 中的全尺寸模型和薄片模型模拟结果相差不大,其中薄片模型计算耗时更少,精度也稍高。

c. OpenSees 纤维截面模型严重依赖其所依据的分析型模型,其中 Xiao 等^[4]和 Lim 等^[19]对应的模型模拟精度较高。另外,纤维截面和积分点的数量对结果的影响并不大。

d. 综合对比模拟精度和计算时间,基于修正压缩硬化曲线的 ABAQUS 薄片模型最适合 FRP 约束 NSC 和 HSC 的有限元模拟。

参考文献:

- [1] 范兴朗. FRP 约束混凝土本构关系及 FRP 加固混凝土梁断裂过程分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2014.
- [2] GULER S, ASHOUR A. Review of current design guidelines for circular FRP-wrapped plain concrete cylinders[J]. Journal of Composites for Construction, 2015, 20(2): 4015057.
- [3] LAM L, TENG J G. Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete[J]. Construction and Building Materials, 2003, 17(6/7): 471-489.
- [4] XIAO Q G, TENG J G, YU T. Behavior and modeling of confined high-strength concrete[J]. Journal of Composites for Construction, 2010, 14(3): 249-259.
- [5] LIM J C, OZBAKKALOGLU T, GHOLAMPOUR A, et al. Finite-element modeling of actively confined normal-strength and high-strength concrete under uniaxial, biaxial, and triaxial compression[J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(11): 04016113.
- [6] 胡波, 王建国. 轴压 FRP 约束有拐角的方形混凝土短柱的数值模拟研究[J]. 建筑结构, 2010, 40(s1): 339-342.
- [7] 吴秋兰, 童谷生, 刘永胜. BFRP 约束钢筋混凝土方柱轴

压过程的有限元分析[J]. 华东交通大学学报, 2011, 28(2): 70-73.

- [8] PISCESA B, ATTARD M M, SAMANI A K. Three-dimensional finite element analysis of circular reinforced concrete column confined with FRP using plasticity model[J]. Procedia Engineering, 2017, 171: 847-856.
- [9] LIN G, TENG J G. Three-dimensional finite element analysis of FRP-confined circular concrete columns under eccentric loading[J]. Journal of Composites for Construction, 2017, 21(4): 04017003.
- [10] ISMAIL A M, FAHMY M F M, WU Z S. Simulating the lateral performance of FRP-confined RC circular columns using a new eccentric-based stress-strain model[J]. Composite Structures, 2017, 180: 88-104.
- [11] YU T, TENG J G, WONG Y L, et al. Finite element modeling of confined concrete-II: plastic-damage model[J]. Engineering Structures, 2010, 32(3): 680-691.
- [12] MAZZONI S, MCKENNA F, SCOTT M H, et al. OpenSees command language manual[M]. Richmond: Pacific Earthquake Engineering Research (PEER) Center, 2005.
- [13] 王震宇, 王代玉, 吕大刚. 高轴压比 CFRP 约束钢筋混凝土圆柱抗震性能试验与有限元分析[J]. 土木工程学报, 2011, 44(10): 1-8.
- [14] WANG Z, WANG J Q, LIU T X, et al. Modeling seismic performance of high-strength steel-ultra-high-performance concrete piers with modified Kent-Park model using fiber elements[J]. Advances in Mechanical Engineering, 2016, 8(2): 1-14.
- [15] SPOELSTRA M R, MONTI G. FRP-confined concrete model[J]. Journal of Composites for Construction, 1999, 3(3): 143-150.
- [16] CUI C, SHEIKH S. Analytical model for circular normal- and high-strength concrete columns confined with FRP[J]. Journal of Composites for Construction, 2010, 14(5): 562-572.
- [17] DONG C X, KWAN A K H, HO J C M. Effects of confining stiffness and rupture strain on performance of FRP confined concrete[J]. Engineering Structures, 2015, 97: 1-14.
- [18] TENG J G, HUANG Y L, LAM L, et al. Theoretical model for fiber-reinforced polymer-confined concrete[J]. Journal of Composites for Construction, 2007, 11(2): 201-210.
- [19] LIM J C, OZBAKKALOGLU T. Unified stress-strain model for FRP and actively confined normal-strength and high-strength concrete[J]. Journal of Composites for Construction, 2015, 19(4): 4014072.

(下转第 402 页)

4 结 论

- a. 超高性能混凝土中心拉拔试件主要发生了3种破坏形态：钢筋拔出破坏、劈裂破坏和钢筋拉断破坏。
- b. 钢筋锚固长度在 $4d$ 时，自由端初始滑移荷载与变形钢筋的屈服荷载基本保持一致，建议超高性能混凝土与钢筋的黏结强度的中心拉拔试验试件的合理锚固长度取为 $4d$ 。
- c. 自由端初始滑移荷载随钢筋锚固长度和钢筋直径的增大可提高1~2倍。
- d. 钢筋直径对自由端初始滑移荷载影响较大，对极限平均黏结强度影响较小。
- e. 随着混凝土保护层厚度的增大，试件的环向约束能力增强，但当保护层达到一定程度后，再增大保护层厚度对提高黏结强度没有作用，建议混凝土临界保护层厚度取为 $2.6d$ 。

参考文献：

[1] 阎培渝. 超高性能混凝土(UHPC)的发展与现状[J]. 混凝土

(编辑：石 瑛)



(上接第397页)

[20] JIANG T, TENG J G. Analysis-oriented stress-strain models for FRP-confined concrete[J]. Engineering Structures, 2007, 29(11): 2968–2986.

[21] HANY N F, HANTOUCHE E G, HARAJLI M H. Finite element modeling of FRP-confined concrete using modified concrete damaged plasticity[J]. Engineering Structures, 2016, 125: 1–14.

[22] ACI COMMITTEE. Building code requirements for structural concrete and commentary (ACI 318-08) [M].

土世界, 2010(9): 36–41.

[2] 陈宝春, 季韬, 黄卿维, 等. 超高性能混凝土研究综述[J]. 建筑科学与工程学报, 2014, 31(3): 1–24.

[3] 梁天霄, 郑元勋. 超高性能混凝土的研究综述[J]. 科技展望, 2016, 26(36): 19–20.

[4] 王德辉, 史才军, 吴林妹, 等. 超高性能混凝土在中国的研究和应用[J]. 硅酸盐通报, 2016, 35(1): 141–149.

[5] 邓宗才, 肖锐, 申臣良. 超细水泥活性粉末混凝土的配合比设计[J]. 建筑材料学报, 2014, 17(4): 659–665.

[6] 高向玲. 高性能混凝土与钢筋黏结性能的试验研究及数值模拟[D]. 上海: 同济大学, 2003.

[7] ORANGUN C O, JIRSA J O, BREEN J E. A Reevaluation of test data on development length and splices[J]. ACI Journal, 1977, 74(3): 114–122.

[8] 安明喆, 张盟. 变形钢筋与活性粉末混凝土的黏结性能试验研究[J]. 中国铁道科学, 2007, 28(2): 50–54.

[9] 邓宗才, 袁常兴. 高强钢筋与活性粉末混凝土黏结性能的试验研究[J]. 土木工程学报, 2014, 47(3): 69–78.

[10] 李鹏, 郑七振, 龙莉波, 等. 钢筋埋长对超高性能混凝土与钢筋黏结性能的影响[J]. 建筑施工, 2016, 38(12): 1722–1723.

Indianapolis: American Concrete Institute, 2008.

[23] CANDAPPA D C, SANJAYAN J G, SETUNGE S. Complete triaxial stress-strain curves of high-strength concrete[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2001, 13(3): 209–215.

[24] POPOVICS S. A numerical approach to the complete stress-strain curve of concrete[J]. Cement and Concrete Research, 1973, 3(5): 583–599.

(编辑：丁红艺)