

doi: 10.11835/j.issn.1000-582X.2024.275

引用格式: 孟栋栋, 黄逸群, 林本清. 基于内聚力模型的配筋钢纤维混凝土结构承载性能研究[J]. 重庆大学学报, 2025, 48(8): 54-66.



# 基于内聚力模型的配筋钢纤维混凝土结构 承载性能研究

孟栋栋<sup>1</sup>, 黄逸群<sup>2</sup>, 林本清<sup>3</sup>

(1. 中国交通建设股份有限公司轨道交通分公司, 北京 101300; 2. 福建理工大学 土木工程学院, 福州 350118;  
3. 福州大学 土木工程学院, 福州 350108)

**摘要:** 为研究配筋钢纤维混凝土结构在断裂破坏全过程中的力学响应及断裂损伤机理, 基于内聚力单元提出了一种配筋钢纤维混凝土结构数值模型的建模方法, 内聚力单元被用于表征钢纤维混凝土潜在断裂面及钢筋-混凝土界面。基于所建立模型, 提出了综合考虑复合损伤作用、缝间摩擦以及纤维桥接效应的钢纤维混凝土本构模型。此外, 在经典钢筋-混凝土界面黏结滑移模型的基础上, 补充考虑界面法向分离及其对切向黏结性能弱化作用, 建立了一种改进的钢筋-混凝土界面本构模型。为验证模型准确性, 设计了一组配筋钢纤维混凝土梁的四点弯曲试验。通过对比模拟与试验结果, 所建立的数值模型具有一定的适用性, 能够较好地模拟配筋钢纤维混凝土的断裂破坏全过程力学响应以及相应的断裂形态。基于所建立本构模型的特点, 进一步研究了纤维掺量和钢纤维混凝土缝间摩擦系数对结构承载性能的影响。研究结果表明, 当纤维掺量较小以及摩擦系数取值不合理时(系数偏小或不考虑摩擦), 结构的承载性能在塑性阶段会受到显著影响, 主要表现为承载能力下降且脆性增大。

**关键词:** 钢纤维混凝土; 内聚力模型; 本构模型; 损伤断裂; 桥接效应; 黏结滑移

中图分类号: TU318 文献标志码: A 文章编号: 1000-582X(2025)08-054-13

## Study on the bearing capacity performance of steel fiber reinforced concrete structures based on the cohesive zone model

MENG Dongdong<sup>1</sup>, HUANG Yiqun<sup>2</sup>, LIN Benqing<sup>3</sup>

(1. China Communications Construction Rail Transit Subsidiary, Beijing 101300, P. R. China; 2. School of Civil Engineering, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, P. R. China; 3. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, P. R. China)

**Abstract:** This study proposes a numerical modeling method based on the cohesive zone model to investigate the

收稿日期: 2024-04-29 网络出版日期: 2024-08-26

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52278158); 福建省自然科学基金面上项目(2021J011062); 福建省教育厅科技重点项目(2022G02025)。

Supported by General Program of National Natural Science Foundation of China (52278158), General Program of the Natural Science Foundation of Fujian Province (2021J011062), and Key Scientific and Technological Project of the Education Department of Fujian Province (2022G02025).

作者简介: 孟栋栋(1984—), 男, 高级工程师, 主要从事地铁与隧道工程方向研究, (E-mail)838337800@qq.com。

通信作者: 林本清(1997—), 男, 博士研究生, (E-mail) BenqingL@163.com。

mechanical response and fracture mechanism of steel fiber reinforced concrete (SFRC) structures. In the proposed model, cohesive elements are used to stimulate potential fracture surfaces and rebar-concrete interfaces. A constitutive model for SFRC fracture surfaces is developed by considering mixed-mode damage evolution, interfacial friction, and the fiber bridging effect. Additionally, a modified bond-slip constitutive model for the rebar-concrete interface is proposed, accounting for normal separation. To validate the proposed model, a series of four-point bending experiments on SFRC specimens are conducted. The simulation results closely align with experimental observation, confirming the model's ability to accurately capture both mechanical response and fracture behavior. Parametric analysis reveals that inadequate fiber content or improper friction coefficients significantly reduce structural bearing capacity and ductility.

**Keywords:** steel fiber reinforced concrete; cohesive zone model; constitutive model; fracture mechanics; fiber bridging effect; bond-slip relation

钢纤维混凝土作为普通混凝土的改进材料,指在常规混凝土内部加入一定掺量的钢纤维,使混凝土在抗拉强度、裂缝扩展控制以及韧性等方面得到了很好的提高,受到了广泛的关注,并且已在工程中有所应用。对于钢纤维混凝土的本构模型,目前研究主要可分为两大类,一类是基于大量钢纤维混凝土材料抗拉/抗压试验结果而得到相应的单轴经验计算公式<sup>[1-4]</sup>或宏观力学本构<sup>[5-6]</sup>;另一类则是从细观出发,专注研究纤维与混凝土间的相互作用,并结合试验结果建立纤维在混凝土内部拔出的黏结滑移计算方法<sup>[7-12]</sup>。上述本构模型虽然能在某些具体问题中得到较好的预测效果,但由于钢纤维混凝土结构实际在断裂破坏过程中可能同时会存在受压/受拉破坏、受剪破坏以及复合破坏,且纤维的桥接作用还会增加这些破坏的复杂性,现有的本构模型需要进一步改进才能表征这些破坏模式,相关研究仍有待开展。

内聚力模型,是一种基于内聚力单元的有限元计算模型。内聚力单元作为在实体单元中的内插过渡单元,只需要定义法向及切向的应力-应变(或应力-位移)关系,可较好地模拟界面断裂损伤行为,已被广泛的应用于宏、细观混凝土结构的计算中,如López等<sup>[13-14]</sup>将双线性损伤本构引入内聚力单元中,考虑砂浆基体、骨料、ITZ以及混凝土内部的潜在断裂面,建立了基于界面单元的混凝土细观结构计算模型,并较好地模拟了混凝土的细观开裂行为。Wang等<sup>[15]</sup>、Huang等<sup>[16-17]</sup>以及De Maio等<sup>[18]</sup>在这一模型的基础上,做了大量参数分析,研究了骨料形状、骨料含量、细观缺陷、以及网格尺寸等因素对混凝土宏观力学特性的影响。此外,内聚力单元还可被用于表征钢筋-混凝土界面,Chen等<sup>[19]</sup>、Syroka等<sup>[20]</sup>、De Maio等<sup>[21]</sup>将规范中的经典界面黏结-滑移关系引入内聚力单元,并在二维模型中模拟了钢筋混凝土梁的弯曲断裂问题,且发现钢筋-混凝土界面对模拟结果影响较大,不考虑黏结-滑移性能会导致计算结果被夸大。已有的研究表明,界面元模型能够清晰地表现出混凝土内部裂缝的形态及扩展规律,相较于经典有限元方法,该方法克服了在界面附近区域网格容易畸形和模型网格数量大的问题,节省了计算资源,具有良好的应用性。

综上,笔者基于内聚力模型,提出了一种配筋钢纤维混凝土结构的建模方法,并且建立了相应的钢纤维混凝土潜在断裂面本构模型,该模型综合考虑了损伤关系、缝间摩擦以及纤维的桥接效应。此外,在补充考虑界面的法相分离作用基础上,还建立了钢筋-混凝土界面本构模型。为验证所建立模型正确性,设计并开展了1组配筋钢纤维混凝土梁四点弯曲试验。在验证模型准确性后,针对所建立本构模型的特点,还研究了不同纤维掺量,不同混凝土缝间摩擦系数对配筋钢纤维混凝土梁承载能力的影响。

## 1 配筋钢纤维混凝土结构数值模型的建立

为准确的模拟配筋钢纤维混凝土结构,有两个方面需要重点考虑,一是钢纤维混凝土断裂损伤的表征,包括混凝土的损伤开裂以及纤维的桥接作用(bridging effect);一是钢筋与混凝土间的黏结滑移作用。基于以上两方面,结合内聚力模型,建立了一种二维的配筋钢纤维混凝土结构的数值模型。

### 1.1 钢纤维混凝土的建模及表征

钢纤维混凝土模型主要是基于内聚力单元(cohesive element, COH2D4, ABAQUS)建立的,零厚度的内聚力单元被插入于所有的实体单元(CPS3)交界面中,用以表征纤维混凝土的潜在断裂面,如图1所示。除此之外,所有的实体单元在模型中被假设为满足线弹性关系且不可损伤。建模时,在单元选取上主要采用三角形单元而非四边形单元,是因为采用三角形单元可以让模型在开裂时产生比四边形更为随机平滑的开裂路径,从而更好地模拟实际情况。

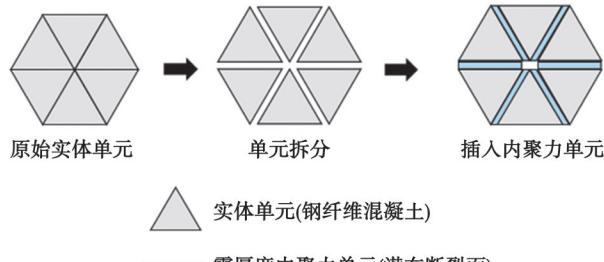


图1 钢纤维混凝土数值模型的建立

Fig.1 Establishment of a numerical model for steel fiber reinforced concrete

### 1.2 钢筋与钢纤维混凝土界面的建模及表征

零厚度的内聚力单元(COH2D4)在模型中同时还被用于表征钢筋-混凝土界面,如图2所示。钢筋及钢筋-混凝土界面的建模方式为:1)在混凝土模型中预先划分出埋置钢筋的区域;2)采用1.1节的方法,拆分基底混凝土,并全局插入零厚度内聚力元,用以表征混凝土潜在断裂面;3)基于重建后的混凝土模型以及预先划分的钢筋埋置区域,读取并复制该区域的单元及结点信息,生成新的实体单元(CPS3),覆盖于原混凝土模

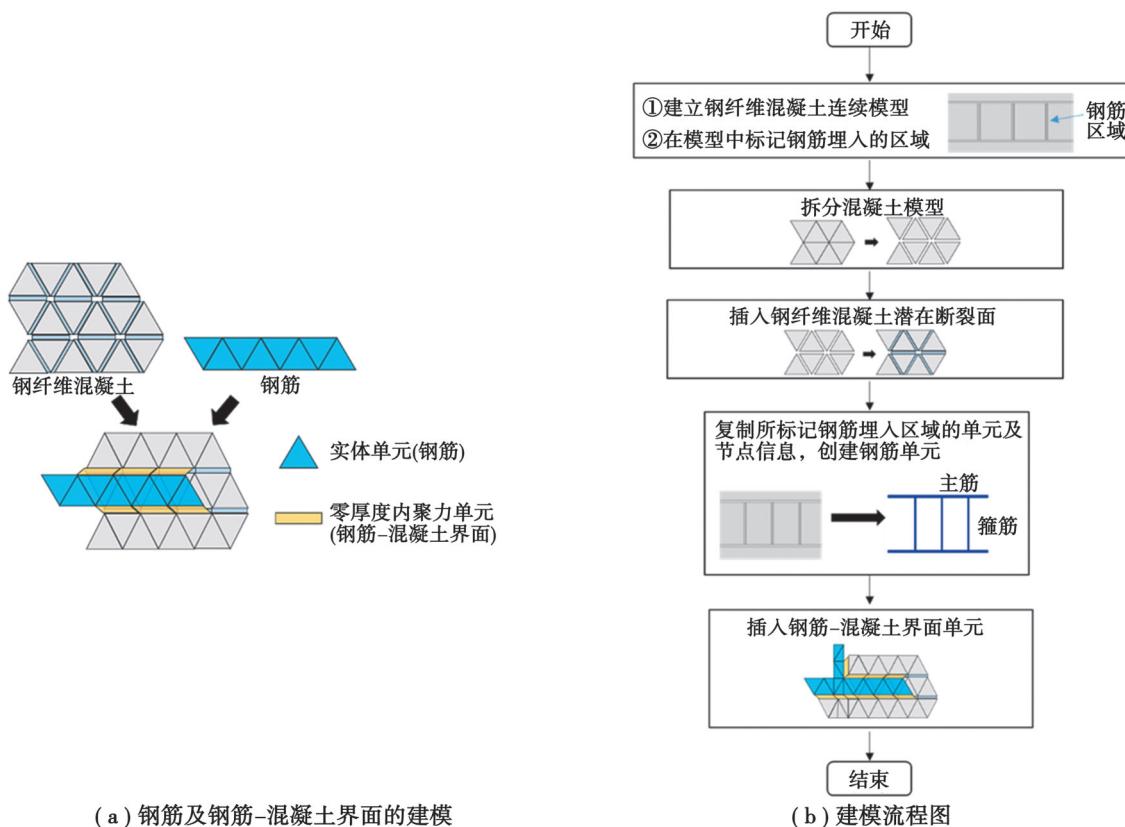


图2 配筋钢纤维混凝土建模方法

Fig. 2 Modeling method for reinforced steel fiber concrete

型之上(钢筋与混凝土是重叠的,但二者间的单元互不干涉);4)通过零厚度的内聚力单元(COH2D4),连接混凝土单元结点与覆盖于其上的后建立的筋单元结点,如图2(a)所示。整个配筋钢纤维混凝土建构的建模流程可参照图2(b)。综上,模型的建立主要包含3部分,即钢纤维混凝土建模(含潜在断裂面)、钢筋建模,以及钢筋-混凝土界面的建模,其中,钢纤维混凝土基体和钢筋采用实体单元(CPS3),而钢纤维混凝土潜在断裂面和钢筋-混凝土界面则在用零厚度内聚力单元(COH2D4)表征。上述建模步骤难以直接在商用有限元软件的窗口中直接实现,因此,通过二次开发,对有限元模型的前处理input文件进行修改而完成建模的。

上述建模方式建立的模型,可用于模拟分析配筋钢纤维混凝土结构平面断裂破坏的全过程。对于在钢纤维混凝土基础上添加的钢筋和钢筋-混凝土界面,厚度均被设定为 $n \times \pi r$ ( $n$ 为钢筋根数,  $r$ 为钢筋半径),可以保证钢筋上部和下部的界面的单位长度(延轴向)面积为 $n \times 2\pi r$ ,从而与实际情况的界面面积一致。此外,为保证钢筋的截面面积与实际情况一致,钢筋的高度在模型中被设定为 $r$ ,模型中的钢筋截面积同样为 $n \times \pi r^2$ 。这种针对平面问题的钢筋和钢筋-混凝土界面几何尺寸选取方式在已有研究中<sup>[19-21]</sup>也得到了检验。需要注意的是,所建立的模型,基体的混凝土是连续的,并没有被钢筋所隔断,因此,不同于传统的连续单元有限元模型,本模型允许扩展中的裂缝在混凝土内部自由贯穿钢筋所在区域。

## 2 各关键组分的本构模型

### 2.1 钢纤维混凝土的本构模型

钢纤维混凝土在断裂破坏时有3个主要方面需要着重考虑,即基体混凝土的断裂损伤、混凝土界面间的摩擦作用,以及裂缝扩展后缝间纤维的桥接效应。此外,由于钢纤维混凝土的断裂破坏主要通过模型中潜在断裂面(内聚力单元COH2D4)的力学行为来表示,因此,从上述3个方面出发,基于内聚力单元建立相应的钢纤维混凝土潜在断裂面本构模型。

#### 2.1.1 复合损伤关系

对于混凝土基体,采用基于PL能量准则的双线性复合损伤本构模型<sup>[18,22-23]</sup>。该本构模型基于如图3(a)~(b)所示的单轴应力-位移损伤关系,表达式为

$$\sigma = \begin{cases} k_n \delta_n, & \delta_n \leq \delta_{n0}, \\ (1-D) k_n \delta_n, & \delta_{n0} < \delta_n \leq \delta_{nf}, \end{cases} \quad (1)$$

$$\tau = \begin{cases} k_s \delta_s, & |\delta_s| \leq \delta_{s0}, \\ (1-D) k_s \delta_s, & \delta_{s0} < |\delta_s| \leq \delta_{sf}, \end{cases}$$

式中: $\sigma$ 与 $\tau$ 为法向和切向应力; $\delta_n$ 和 $\delta_s$ 为法向和切向位移; $k_n$ 和 $k_s$ 为法向和切向刚度,在描述混凝土界面时<sup>[13,16,18]</sup>假定 $k_n=k_s$ ,根据已有研究<sup>[13-18]</sup>,该值取值范围通常在 $10^5 \sim 10^6$  GPa/m; $\delta_{n0}$ 和 $\delta_{s0}$ 为初始损伤位移; $\delta_{nf}$ 和 $\delta_{sf}$ 为失效位移; $D$ 为损伤因子,可由图3中几何关系计算得到。

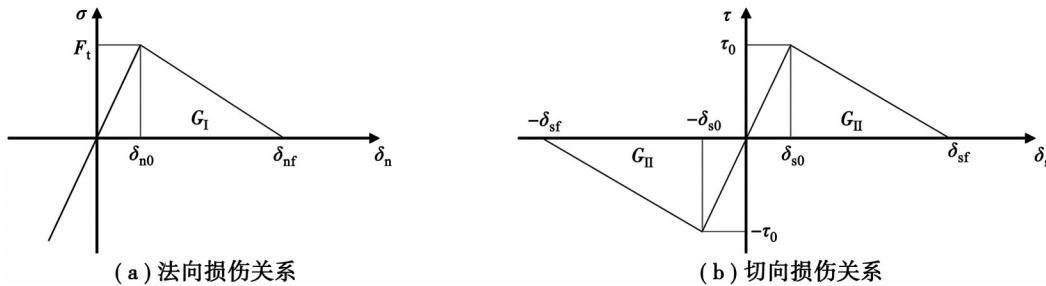


图3 单轴条件下混凝土损伤关系

Fig. 3 Damage relationship of concrete under uniaxial conditions

需要注意的是,在本模型中,当法向受压时,潜在断裂面被假定位满足线弹性关系,即界面受压不会产生损伤。

在复合损伤模式下,采用平方准则判断损伤的发生。

$$\left(\frac{\langle\sigma\rangle}{F_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)^2 = 1, \quad (2)$$

式中:  $F_t$  为抗拉强度;  $\tau_0$  为抗剪强度;  $\langle \rangle$  为 Macaulay Bracket 算子, 当算子内数值小于 0, 对应结果为 0。

在单调加载条件下, 将式(2)代入式(3), 则复合损伤模式下相对法向和切向初始损伤位移( $\delta_{n0}^r, \delta_{s0}^r$ )为

$$\begin{cases} \delta_{n0}^r = \frac{\langle\delta_n\rangle\delta_{n0}\delta_{s0}}{\sqrt{\delta_{n0}^2\delta_s^2 + \langle\delta_n\rangle^2\delta_{s0}^2}}, \\ \delta_{s0}^r = \frac{\delta_s\delta_{n0}\delta_{s0}}{\sqrt{\delta_{n0}^2\delta_s^2 + \langle\delta_n\rangle^2\delta_{s0}^2}}. \end{cases} \quad (3)$$

模型中潜在断裂面的失效采用基于能量的 PL 准则进行判断, 判别式可写为

$$\frac{G_I^r}{G_I} + \frac{G_{II}^r}{G_{II}} = 1, \quad (4)$$

式中:  $G_I$  和  $G_{II}$  为法向和切向的断裂能, 可通过图 3 中的几何关系计算得到;  $G_I^r$  和  $G_{II}^r$  为加载过程中的能量释放率, 计算方式与  $G_I, G_{II}$  类似, 仅需将相关变量替换为相对值<sup>[18,22-23]</sup>。

基于 PL 准则, 将能量及能量释放率的表达式代入其中, 则复合损伤模式下相对失效位移( $\delta_{nf}^r, \delta_{sf}^r$ )为

$$\begin{cases} \delta_{nf}^r = \frac{2\delta_{n0}^r G_I G_{II}}{\delta_{n0}^r F_t^r G_{II} + \delta_{s0}^r \tau_0^r G_I}, \\ \delta_{sf}^r = \frac{2\delta_{s0}^r G_I G_{II}}{\delta_{n0}^r F_t^r G_{II} + \delta_{s0}^r \tau_0^r G_I}. \end{cases} \quad (5)$$

综上, 假定加载过程总位移  $\delta$ 、总初始损伤位移  $\delta_0$  以及总失效位移  $\delta_f$  为

$$\begin{cases} \delta = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_s^2}, \\ \delta_0 = \sqrt{\delta_{n0}^r 2 + \delta_{s0}^r 2}, \\ \delta_f = \sqrt{\delta_{nf}^r 2 + \delta_{sf}^r 2}, \end{cases} \quad (6)$$

则复合损伤模式下损伤因子  $D$  可表示为

$$D = \frac{(\delta - \delta_0) \delta_f}{(\delta_f - \delta_0) \delta} \quad (\delta_0 \leq \delta \leq \delta_f). \quad (7)$$

### 2.1.2 缝间摩擦作用

当潜在断裂面演化为裂缝并处于受压状态时, 缝间会受到摩擦作用, 在压力较大的情况下, 摩擦会极大地影响混凝土承载性能。因此, 需要对摩擦作用进行细化考虑。模型主要考虑缝间不滑移以及缝间有滑移 2 种情况, 将滑动摩擦产生的滑移量作用实时更新的计算变量, 计算缝间的摩擦应力<sup>[16,18]</sup>。

1) 不滑移情况。在缝间无滑移的状态下, 缝间的摩擦应力必然小于最大摩擦应力  $T_{fmax}$ ,  $T_{fmax}$  的表达式可根据摩擦应力写为

$$T_{fmax} = f \langle -k_n \delta_n \rangle, \quad (8)$$

式中:  $f$  为在断裂面间的摩擦系数。

摩擦应力表达式可写为

$$T_f = k_s (\delta_s - \delta_s^{slide}), \quad (k_s |\delta_s - \delta_s^{slide}| \leq T_{fmax}), \quad (9)$$

式中:  $\delta_s^{slide}$  为已产生的缝间相对滑移, 该值在滑移情况下需要更新计算。

2) 有滑移情况。当缝间发生了滑移, 则此时摩擦应力值即为最大摩擦应力, 其表达式为

$$T_f = f \left| k_n \delta_n \right| \frac{\delta_s - \delta_s^{slide}}{\left| \delta_s - \delta_s^{slide} \right|}, \quad (k_s (\delta_s - \delta_s^{slide}) > T_{fmax}). \quad (10)$$

需要注意的是, 在有滑移情况下, 当摩擦应力计算完成后, 还需更新已产生的滑移位移, 更新表达式为

$$\delta_s^{slide*} = \delta_s - \frac{T_f}{k_s}, \quad (k_s (\delta_s - \delta_s^{slide}) > T_{fmax}), \quad (11)$$

式中:  $\delta_s^{slide*}$  为更新后的滑移位移。

### 2.1.3 桥接效应

当混凝土裂缝产生后,缝间的纤维会产生一定的“桥接效应”,裂缝间此时仍会存在一定的牵引作用,如图4所示。为方便计算,纤维的桥接效应被等效为缝间的法向桥接应力以及切向桥接应力。

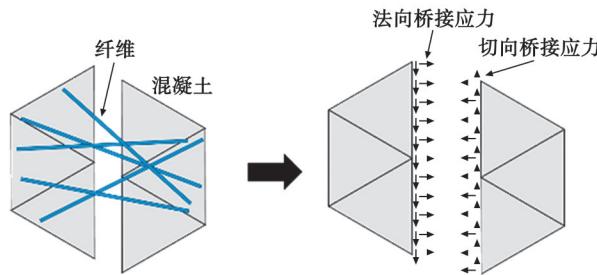


图4 缝间纤维桥接效应的等效

Fig.4 Equivalence of fiber bridging effect between cracks

综合已有文献<sup>[6,9-10,24]</sup>,将纤维混凝土受拉的应力-位移关系扣去普通混凝土的应力位移关系,断裂面上端勾型纤维的宏观桥接效应可由图5中的应力-位移关系表示。在该应力-位移关系中,桥接效应被分成了3部分,分别为上升段、持平段以及下降段,这一关系与常见的钢筋-混凝土黏结滑移关系<sup>[18,20]</sup>类似。桥接效应的总应力-位移关系可近似表示为

$$T_b = \begin{cases} \sqrt{\frac{\delta}{\delta_1}} \cdot T_{b\max}, & \delta < \delta_1, \\ T_{b\max}, & \delta_1 \leq \delta \leq \delta_2, \\ T_{b\max} \exp \beta \left[ \left( \frac{\delta}{\delta_2} - 1 \right) \right], & \delta \geq \delta_2, \end{cases} \quad (12)$$

式中: $T_b$ 为纤维桥接效应总应力,方向假设与断裂面分离方向一致; $\delta$ 为潜在断裂面总位移,采用式(6)计算; $T_{b\max}$ 为最大桥接效应应力; $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ 为计算桥接应力的关键参数,为式(12)各计算段的边界位移值; $\beta$ 为函数下降段的形状因子,是经验参数,取 $4\delta_2/(\delta_2 - \delta_3)$ 。

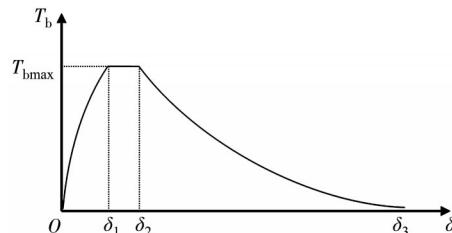


图5 纤维在混凝土内的宏观桥接效应应力-位移关系

Fig.5 Stress-displacement relationship of the macroscopic bridging effect of fibers in concrete

为便于计算,假设纤维的桥接效应只与混凝土缝间间距有关,且桥接效应的应力与缝间相对位移的方向一致(通常纤维桥接效应的承载力与裂缝分离的角度有关,且受力方向并不完全与缝间相对位移的方向一致)。则法向桥接应力 $T_{b,n}$ 和切向的桥接应力 $T_{b,s}$ 可最终表示为

$$\begin{cases} T_{b,n} = T_b \cdot \frac{\langle \delta_n \rangle}{\delta}, \\ T_{b,s} = T_b \cdot \frac{\delta_s}{\delta}. \end{cases} \quad (13)$$

### 2.1.4 总应力计算表达式

综合上述损伤、摩擦以及桥接效应3个部分,则钢纤维混凝土潜在断裂面本构模型最终可表示为

$$\sigma = T_{b,n} + \begin{cases} k_n \delta_n, & \delta_n \leq 0 \text{ 或 } \delta \leq \delta_0, \\ (1-D) k_n \delta_n, & \delta_0 < \delta < \delta_f, \\ 0, & \delta > \delta_f, \end{cases} \quad (14)$$

$$\tau = T_{b,s} + \begin{cases} k_s \delta_n, & \delta \leq \delta_0, \\ (1-D) k_s \delta_s + D \cdot T_f, & \delta_0 < \delta < \delta_f, \\ D \cdot T_f, & \delta > \delta_f. \end{cases} \quad (15)$$

需要注意的是,式(15)中 $D \cdot T_f$ 的物理含义为摩擦作用仅发生在已经损伤的区域,而未损伤的区域裂缝尚未产生,自然没有缝间摩擦应力。

## 2.2 钢筋-混凝土界面黏结滑移本构模型

对于钢筋-混凝土界面的黏结滑移本构模型,尽管采用的是纤维混凝土,纤维的作用会一定程度上提高钢筋-混凝土界面的黏结性能,但从工程安全的角度,仍采用经典的分段式本构模型<sup>[20]</sup>,如图6所示,其表达式为

$$\tau = \begin{cases} \tau_{\max} \left( \frac{\delta_s}{\delta_{s1}} \right)^\alpha, & \delta_s \leq \delta_{s1}, \\ \tau_{\max} - (\tau_{\max} - \tau_{\text{res}}) \left( \frac{\delta_s - \delta_{s1}}{\delta_{s2} - \delta_{s1}} \right), & \delta_{s1} < \delta_s < \delta_{s2}, \\ \tau_{\text{res}}, & \delta_s \geq \delta_{s2}, \end{cases} \quad (16)$$

式中: $\tau_{\max}$ 为黏结强度; $\tau_{\text{res}}$ 为残余黏结强度; $\delta_{s1}$ 、 $\delta_{s2}$ 为与计算有关的位移参数; $\alpha$ 为曲线上升段的形状因子参数。

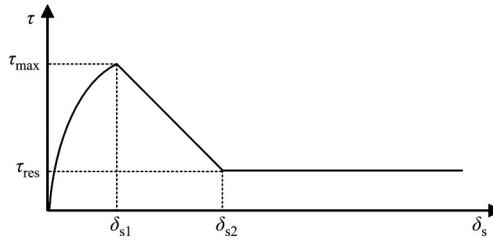


图6 钢筋-混凝土界面黏结滑移的应力-位移关系

Fig. 6 Stress-displacement relationship of bond-slip at the steel-concrete interface

对于带肋钢筋,根据CEP-FIB的推荐值<sup>[25]</sup>,上述参数的取值为 $\tau_{\max} = f_{ck}^{0.5}$ , $\tau_{\text{res}} = 0.15 \cdot \tau_{\max}$ , $\delta_{s1} = 0.6 \text{ mm}$ , $\delta_{s2} = 2.5 \text{ mm}$ , $\alpha = 0.4$ 。其中, $f_{ck}$ 为基体混凝土的抗压强度,单位为MPa。对于光圆钢筋,则相应的参数取值为 $\tau_{\max} = \tau_{\text{res}} = 0.1f_{ck}^{0.5}$ , $\delta_{s1} = \delta_{s2} = 0.01 \text{ mm}$ , $\alpha = 0.5$ 。

此外,由于经典的黏结滑移本构模型只给出了纯切向的黏结-滑移关系,而法向分离对切向黏结性能的影响没有被考虑,这可能会导致在计算过程中钢筋对混凝土的约束作用被高估,从而使得计算误差被放大。因此,在本构模型中考虑法向分离的影响,令钢筋-混凝土界面在法向上满足式(1)中的变化规律,允许钢筋-混凝土界面有法向的分离,如图7(a)所示。此外,法向分离对界面切向黏结作用的削弱作用则通过黏结性能损失因子 $D_2$ 表示,如图7(b)所示,其表达式为

$$D_2 = \left\langle \frac{h_{\text{rib}} - \langle \delta_n \rangle}{h_{\text{rib}}} \right\rangle, \quad (17)$$

式中: $h_{\text{rib}}$ 为钢筋的肋高。该表达式的物理含义为,当钢筋-混凝土界面的法向分离位移值超过钢筋肋高时,则界面无任何黏结力。

综上,则考虑了法相分离后钢筋-混凝土界面的黏结滑移应力-位移关系式最终可以表示为

$$\tau = D_2 \cdot \begin{cases} \tau_{\max} \left( \frac{\delta_s}{\delta_{s1}} \right)^\alpha, & \delta_s \leq \delta_{s1}, \\ \tau_{\max} - (\tau_{\max} - \tau_{\text{res}}) \left( \frac{\delta_s - \delta_{s1}}{\delta_{s2} - \delta_{s1}} \right), & \delta_{s1} < \delta_s < \delta_{s2}, \\ \tau_{\text{res}}, & \delta_s \geq \delta_{s2}, \end{cases} \quad (18)$$

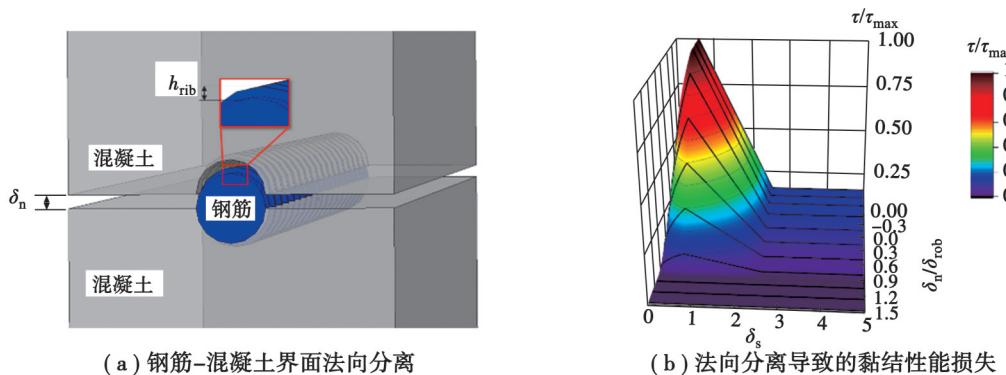


图7 钢筋-混凝土界面法向分离对黏结性能的影响

Fig. 7 Effect of normal separation at the steel-concrete interface on bond performance

### 2.3 本构模型的编程实现

需要注意的是,由于所建立的钢纤维混凝土潜在断裂面以及钢筋-混凝土界面的本构模型在ABAQUS中无法被直接提供,因此,上述本构模型通过基于FORTRAN编程的用户材料子程序VUMAT来实现。所编制的子程序对应的程序流程图如图8所示。

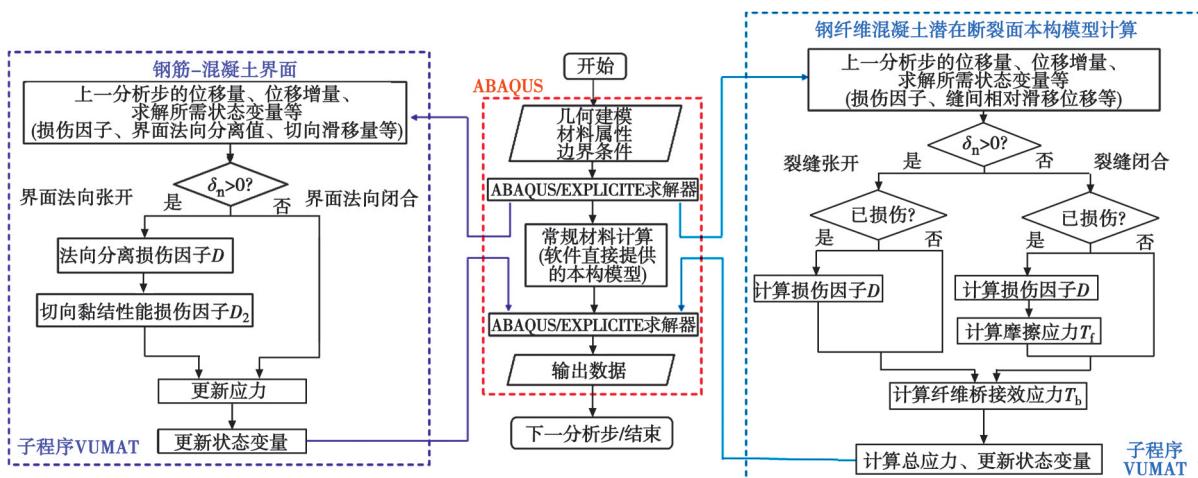


图8 依据所建立本构模型所编制材料子程序的程序框图

Fig. 8 Program block diagram of the material subroutine developed based on the established constitutive model

由于本构模型精细化考虑了界面的摩擦作用,而摩擦作用的不确定性会导致材料的刚度矩阵变化过于剧烈,从而难以采用隐式的迭代求解。因此,在ABAQUS中主要采用基于ABAQUS/EXPLICITE动态求解器进行准静态求解。

## 3 模型的验证及讨论

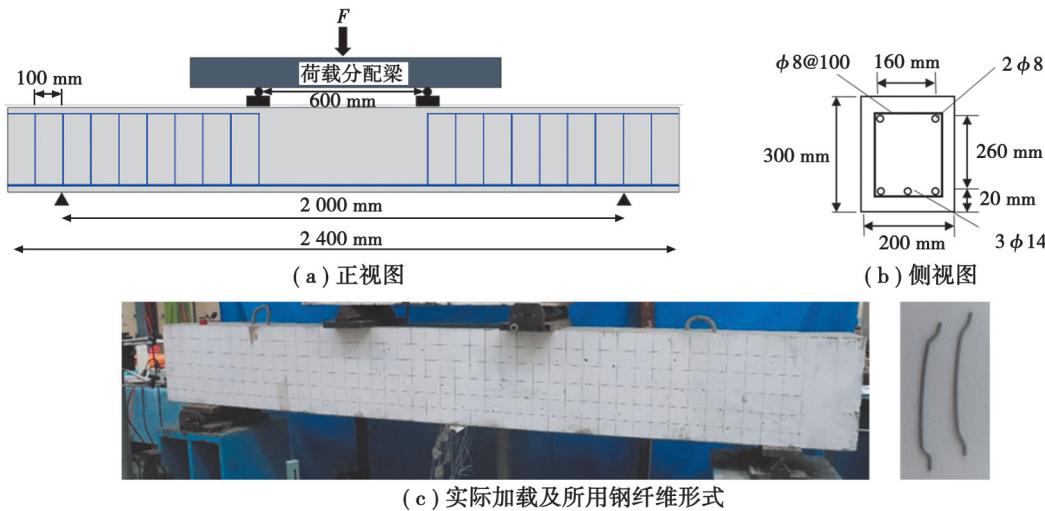
### 3.1 配筋钢纤维混凝土梁抗弯性能试验

为验证所建立的配筋钢纤维混凝土数值模型,基于端勾型钢纤维,设计了一组配筋钢纤维混凝土梁四点弯曲断裂试验,试件的设计及加载方式如图9所示,基体为钢纤维混凝土的试件命名为FPB-SFRC。此外,为体现钢纤维的作用,在实验中设计了素混凝土(C35强度)基体的钢筋混凝土梁,命名为FPB-C35。

在配筋方面,如图9(a)(b)所示,梁上部配有2根直径为8 mm的带肋钢筋,下部配3根直径为14 mm的带肋钢筋,箍筋采用间距为100 mm直径为8 mm的带肋钢筋。为更加明显的体现钢纤维对梁承载性能的影

响,梁在纯弯段中部不设箍筋,且纯弯段上部同样不设钢筋。钢筋标号统一选用HRB400。

在材料方面,所选用的端勾型钢纤维直径为0.75 mm,长度为35 mm,弹性模量及抗拉强度分别为210 GPa和1 100 MPa。纤维在混凝土中的掺量以纤维与混凝土的质量比为度量,取质量比1%。此外,经测试,所浇筑的C35混凝土弹性模量、抗压强度以及抗拉强度分别为30 GPa,45 MPa和3 MPa。钢筋的弹性模量以及屈服强度分别为210 GPa和400 MPa。



(c) 实际加载及所用钢纤维形式

图9 试件设计及加载方式

Fig. 9 Test specimen design and loading method

### 3.2 模型建立及验证

采用章节1的方法建立了配筋钢纤维混凝土梁的数值模型,如图10所示。模型采用基于ABAQUS/EXPLICITE求解器的准静态方式进行求解。基于试验结果、已有的参考文献<sup>[13,16,18]</sup>以及反复试算,模型所采用的主要计算参数如表1所示。除表1中主要参数外,用于计算钢纤维桥接效应的参数取值为: $T_{b\max}=1.16$  MPa,  $\delta_1=0.2$  mm,  $\delta_2=0.7$  mm,  $\delta_3=10$  mm;用于计算钢筋-混凝土界面黏结滑移关系的参数取值为: $f_{ck}=45$  MPa。除了所提出的本构模型外,钢纤维混凝土的实体单元采用线弹性本构模型,其属性为: $E=30$  GPa,  $\nu=0.2$ 。钢筋实体单元采用理想弹塑性模型,其属性为: $E=210$  GPa,  $\nu=0.3$ ,屈服强度 $f_y=400$  MPa。

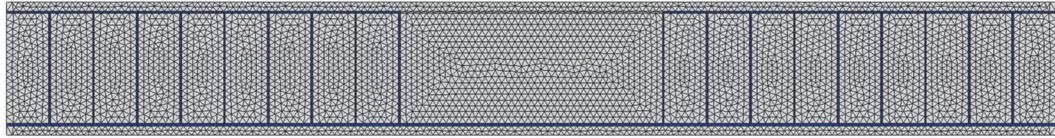


图10 配筋钢纤维混凝土梁数值模型

Fig. 10 Numerical model of a reinforced steel fiber concrete beam

表1 数值模型计算所用的主要参数

Table 1 Main parameters used in the numerical model calculation

材料	法向参数			切向参数			
	$k_n/$ (GPa·m <sup>-1</sup> )	$F_t/$ MPa	$G_f/$ (N·m)	$k_s/$ (GPa·m <sup>-1</sup> )	$\tau_0(\tau_{\max})/$ MPa	$G_{II}/$ (N·m)	$f$
钢纤维混凝土 潜在断裂面	$10^6$	3.00	160	$10^6$	10.50	1 600	0.35
钢筋-混凝土界面	$10^6$	0.50	20	—	—	—	—

经过计算, 模型计算结果以及试验所得到的荷载位移曲线如图 11 所示。由于钢纤维的桥接效应, 钢纤维混凝土梁的承载能力以及延性均优于普通混凝土梁, 特别是当混凝土在顶部碎裂时(见图 12(b)), 普通混凝土梁会瞬间丧失承载能力, 而钢纤维混凝土梁在顶部由于有纤维的限制, 其在顶部压碎时仍能保持原有的承载能力。此外, 从图 11 中可以看出, 试验所得的力学响应在数值模型中也得到了较好的还原。

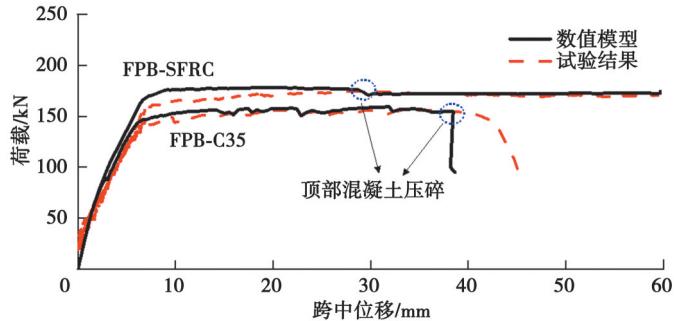


图 11 配筋钢纤维混凝土梁四点弯曲模拟与试验得到的荷载-位移曲线

Fig. 11 Load-displacement curve obtained from four-point bending simulation and testing of a reinforced steel fiber concrete beam

图 12 为数值模型得到的配筋钢纤维混凝土梁裂缝分布与试验结果的对比。由于在断裂形态上普通混凝土与纤维混凝土所得到的结果类似, 因此, 选择钢纤维混凝土梁 FPB-SFRC 作为典型试件。对于数值模型, 裂缝的表示方式为删除损伤因子为 1 的内聚力单元。从图 12 中可以看出, 模拟得到的梁最终断裂形态与试验结果类似, 均表现为试件在底部纯弯段发展出多条主裂缝并向上扩展, 且顶部在加载到一定程度后会出现压碎的现象。综上, 可以得出, 所建立的数值模型可较好地模拟配筋钢纤维混凝土结构的承载性能以及相应的断裂形态。

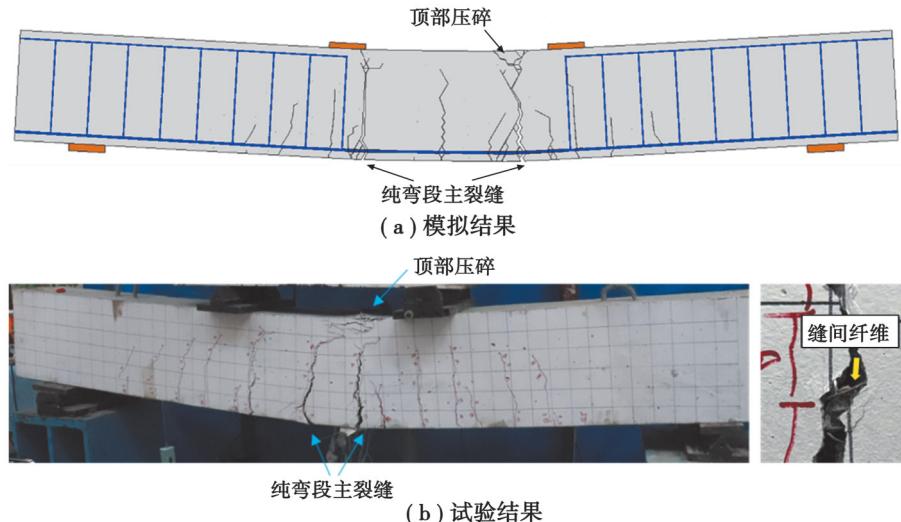


图 12 配筋钢纤维混凝土梁的裂缝分布

Fig. 12 Crack distribution in a reinforced steel fiber concrete beam

### 3.3 参数分析

为进一步研究材料参数对配筋钢纤维混凝土梁承载性能的影响, 结合文中本构模型的特点(纤维混凝土本构模型中重点考虑了摩擦以及纤维的桥接效应), 以下将主要研究纤维掺量和混凝土摩擦系数取值对承载性能的影响。

#### 3.3.1 纤维掺量的影响

根据已有研究<sup>[6,26]</sup>, 纤维掺量一般与桥接效应中的最大桥接应力  $T_{b\max}$  成正比。因此, 可通过改变最大桥接

应力  $T_{b\max}$  来研究纤维掺量对结构承载能力的影响, 取 3.2 节中 0、0.5%、1%、1.5% 的  $T_{b\max}$  进行计算, 用以表示纤维质量掺量为 0%、0.5%、1%、1.5% 的情况。不同纤维掺量的计算结果如图 13 所示, 纤维掺量对结构承载性能的影响十分显著。首先, 纤维掺量会直接影响梁结构的最大承载力, 且二者近似成正比关系。其次, 纤维掺量还会影响梁结构的延性和塑性, 从图中纤维质量掺量为 0.5% 的结果可以看出, 当混凝土顶部第一次发生碎裂, 由于纤维掺量过少, 顶部缝间的摩擦力和桥接效应难以维持结构承载力, 梁结构荷载会出现一定下降, 且低于不掺纤维的试件, 而当加载继续进行到一定程度后, 由于纤维掺量本身较少且桥接效应所提供的应力大幅降低, 则试件承载力会再一次大幅下降; 而对于纤维掺量合理的试件(1%、1.5% 质量比), 当混凝土顶部碎裂时(见图 12(a)), 顶部纤维提供的桥接效应应力能够继续维持结构的结构承载力, 因此具有良好的延性。

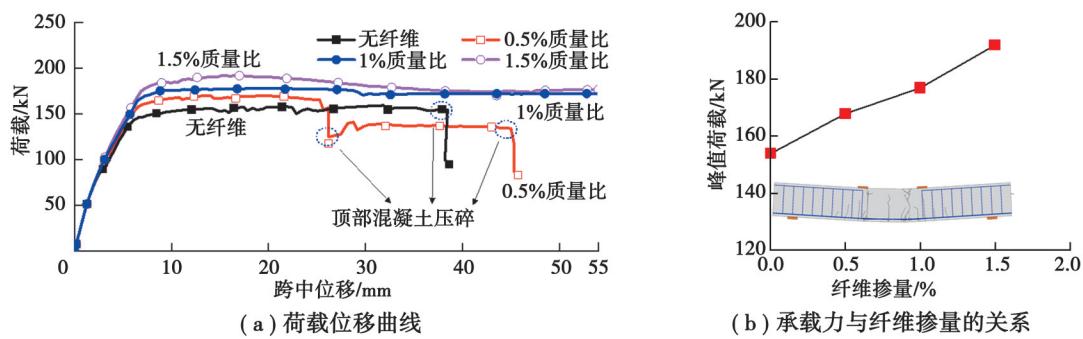


图 13 不同纤维掺量对配筋钢纤维混凝土梁力学性能的影响

Fig. 13 Effect of different fiber contents on the mechanical properties of reinforced steel fiber concrete beams

### 3.3.2 混凝土摩擦系数

为了解钢纤维混凝土潜在断裂面内部摩擦作用对力学承载性能的影响, 对不同摩擦系数( $f$  为 0、0.15、0.25、0.35、0.45)下配筋钢纤维混凝土梁的四点弯曲试验进行了计算, 结果如图 14 所示。从图 14 可知, 混凝土摩擦系数的取值会极大的影响梁结构的断裂形态和相应的力学响应。当摩擦系数取值过小, 则梁加载至

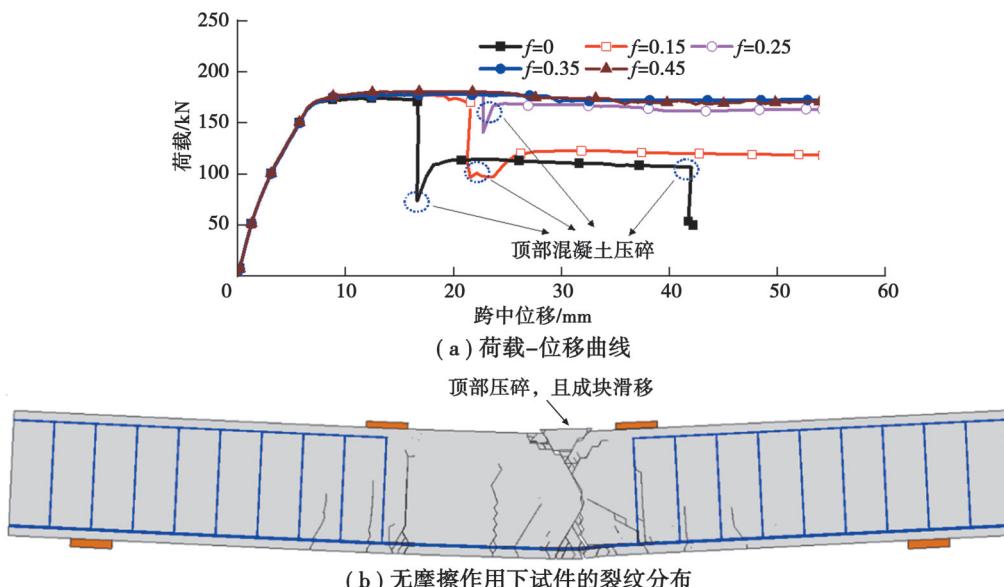


图 14 不同摩擦系数取值对配筋钢纤维混凝土梁力学性能的影响

Fig. 14 Effect of different friction coefficient values on the mechanical properties of reinforced steel fiber concrete beams

塑性阶段时,随着加载的进行,梁的挠度持续增大,顶部缝间尽管缝间存在纤维桥接效应,但由于缝间摩擦作用过低,二者的综合作用仍不足以限制顶部已压碎的混凝土块产生滑移,而碎块一旦滑移,顶部的局部抗剪及承压能力就会随之下降,无法与下部的抗拉能力相匹配,因此,梁会出现明显的承载力下降。反之,当摩擦系数取值足够大时,顶部由缝间摩擦作用以及桥接效应所提供的局部抗剪及承压能力能持续保持较大值,则此时结构的承载力主要由钢筋骨架决定,因此,图中摩擦系数 $f=0.35$ 与 $f=0.45$ 计算所得到的曲线具有高承载力与高延性,且二者几乎重合。上述结果表明,在涉及计算或模拟中,纤维混凝土缝间的摩擦作用在纤维混凝土结构中不可被忽视或简化,特别是在分析结构延性或峰后力学响应的情况下。

需要注意的是,在图13和图14中,荷载位移曲线均出现了承载能力下降后能在一定程度再次上升,这是由于在混凝土顶部压碎后,顶部抗压能力迅速下降导致了梁的承载能力迅速下降;但随着加载点位移的进一步施加,混凝土顶部被压碎的部分与原结构形成了新的平衡关系,从而能够继续传递一部分的压力和摩擦力,因此梁在荷载下降后能够恢复少量的承载能力。

## 4 结 论

首先,基于内聚力单元建立了一种配筋钢纤维混凝土梁的有限元模型,该模型中内聚力单元被用于表征钢纤维混凝土的潜在断裂面以及钢筋-混凝土界面。在该模型的基础上,建立了相应的钢纤维混凝土潜在断裂面本构模型以及改进的钢筋-混凝土界面黏结滑移本构模型。所建立的钢纤维混凝土潜在断裂面本构综合考虑了损伤作用、缝间摩擦作用以及纤维的桥接效应;而在改进的钢筋-混凝土界面本构模型中,补充考虑了界面的法向分离以及其对切向黏结滑移性能的影响。

为验证所建立数值模型的准确性,设计并开展了一组配筋钢纤维混凝土梁四点弯曲试验,钢纤维选用端勾型纤维。经过对比模拟与试验结果,所建立的模型可较好地模拟配筋钢纤维混凝土的全过程力学响应及断裂形态,包括裂缝扩展、裂缝分布以及顶部混凝土的压碎现象等。

基于所建立材料本构模型的特点,着重分析了纤维掺量以及混凝土摩擦系数取值对计算结果的影响,分析不同纤维掺量以及不同摩擦系数计算得到的结果,得到主要结论如下:

1)纤维混凝土中纤维掺量会直接影响结构的承载能力及延性,表现在合理范围内纤维掺量越高,则结构承载性能和延性就越好;此外,当纤维掺量不足时,可能会导致试件承载能力在塑性阶段出现大幅下降,甚至低于不掺纤维的试件。

2)混凝土缝间摩擦系数取值对纤维混凝土结构的承载性能影响极大,主要体现在塑性段,当摩擦系数取值较小、或不考虑缝间摩擦作用时,与纤维掺量较少的情况类似,结构的承载能力在塑性段会出现大幅下降,同时延性也会随之减弱,因此,摩擦作用在分析这类结构的延性时不可被忽视或被简单考虑。

## 参考文献

- [1] 范向前,胡少伟,朱海堂,等.龄期和试件尺寸对钢纤维混凝土抗压强度的影响[J].混凝土与水泥制品,2011(4): 42-45.  
Fan X Q, Hu S W, Zhu H T, et al. Effects of age and specimen size on the compressive strength of steel fiber reinforced concrete[J]. China Concrete and Cement Products, 2011(4): 42-45. (in Chinese)
- [2] 关虓,牛荻涛,吴博,等.纤维混凝土受压细观统计损伤本构模型研究[J].西安建筑科技大学学报(自然科学版),2015,47(5): 678-683.  
Guan X, Niu D T, Wu B, et al. Research on meso stochastic damage constitutive model of fiber concrete under compression[J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology (Natural Science Edition), 2015, 47(5): 678-683. (in Chinese)
- [3] 池寅,黄乐,余敏.基于ABAQUS的钢-聚丙烯混杂纤维混凝土损伤塑性本构模型取值方法研究[J].工程力学,2017,34(12): 131-142.  
Chi Y, Huang L /y), Yu M. Calibration method of damage plasticity model for steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete based on Abaqus[J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(12): 131-142. (in Chinese)
- [4] 何雅杰.静动载作用下钢纤维混凝土力学性能试验研究[D].淮南:安徽理工大学,2021.  
He Y J. Experimental study on mechanical properties of steel fiber reinforced concrete under static and dynamic loads[D]. Huainan: Anhui University of Science & Technology, 2021. (in Chinese)

- [ 5 ] Mihai I C, Jefferson A D, Lyons P. A plastic-damage constitutive model for the finite element analysis of fibre reinforced concrete[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2016, 159: 35-62.
- [ 6 ] 毕继红, 霍琳颖, 乔浩玥, 等. 单向受拉状态下的钢纤维混凝土本构模型[J]. *工程力学*, 2020, 37(6): 155-164.
- Bi J H, Huo L Y, Qiao H Y, et al. A constitutive model of steel fiber reinforced concrete under uniaxial tension[J]. *Engineering Mechanics*, 2020, 37(6): 155-164. (in Chinese)
- [ 7 ] Sujivarakul C, Waas A M, Naaman A E. Pullout response of a smooth fiber with an end anchorage[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2000, 126(9): 986-993.
- [ 8 ] Robins P, Austin S, Jones P. Pull-out behaviour of hooked steel fibres[J]. *Materials and Structures*, 2002, 35(7): 434-442.
- [ 9 ] Laranjeira F, Aguado A, Molins C. Predicting the pullout response of inclined straight steel fibers[J]. *Materials and Structures*, 2010, 43(6): 875-895.
- [ 10 ] Laranjeira F, Molins C, Aguado A. Predicting the pullout response of inclined hooked steel fibers[J]. *Cement and Concrete Research*, 2010, 40(10): 1471-1487.
- [ 11 ] Soetens T, Van Gysel A, Matthys S, et al. A semi-analytical model to predict the pull-out behaviour of inclined hooked-end steel fibres[J]. *Construction and Building Materials*, 2013, 43: 253-265.
- [ 12 ] Feng J, Sun W W, Wang X M, et al. Mechanical analyses of hooked fiber pullout performance in ultra-high-performance concrete[J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 69: 403-410.
- [ 13 ] López C M, Carol I, Aguado A. Meso-structural study of concrete fracture using interface elements. I: numerical model and tensile behavior[J]. *Materials and Structures*, 2008, 41(3): 583-599.
- [ 14 ] López C M, Carol I, Aguado A. Meso-structural study of concrete fracture using interface elements. II: compression, biaxial and Brazilian test[J]. *Materials and Structures*, 2008, 41(3): 601-620.
- [ 15 ] Wang X F, Yang Z J, Yates J R, et al. Monte Carlo simulations of mesoscale fracture modelling of concrete with random aggregates and pores[J]. *Construction and Building Materials*, 2015, 75: 35-45.
- [ 16 ] Huang Y Q, Hu S W. A cohesive model for concrete mesostructure considering friction effect between cracks[J]. *Computers and Concrete*, 2019, 24(1): 51-61.
- [ 17 ] Huang Y Q, Zhang W, Liu X. Assessment of diagonal macrocrack-induced debonding mechanisms in FRP-strengthened RC beams[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2022, 26(5): 04022056.
- [ 18 ] De Maio U, Fabbrocino F, Greco F, et al. A study of concrete cover separation failure in FRP-plated RC beams via an inter-element fracture approach[J]. *Composite Structures*, 2019, 212: 625-636.
- [ 19 ] Chen G M, Teng J G, Chen J F. Finite-element modeling of intermediate crack debonding in FRP-plated RC beams[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2011, 15(3): 339-353.
- [ 20 ] Syroka E, Bobiński J, Tejchman J. FE analysis of reinforced concrete corbels with enhanced continuum models[J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2011, 47(9): 1066-1078.
- [ 21 ] De Maio U, Greco F, Leonetti L, et al. An investigation about debonding mechanisms in FRP-strengthened RC structural elements by using a cohesive/volumetric modeling technique[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, 117: 103199.
- [ 22 ] Zhang W, Tang Z Z, Yang Y, et al. Assessment of FRP-concrete interfacial debonding with coupled mixed-mode cohesive zone model[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2021, 25(2): 04021002.
- [ 23 ] 张伟, 唐站站, 杨艳, 等. 复合受力模式下 CFRP 混凝土界面剥离分析方法[J]. *建筑结构学报*, 2022, 43(6): 257-264, 283.
- Zhang W, Tang Z Z, Yang Y, et al. Analysis method for debonding of CFRP-to-concrete interface under mixed-mode loading[J]. *Journal of Building Structures*, 2022, 43(6): 257-264, 283. (in Chinese)
- [ 24 ] Lee Y, Kang S T, Kim J K. Pullout behavior of inclined steel fiber in an ultra-high strength cementitious matrix[J]. *Construction and Building Materials*, 2010, 24(10): 2030-2041.
- [ 25 ] Comité Euro-International du Béton. CEB-FIP model code 1990: Design code[M]. Thomas Telford Publishing, 1993.
- [ 26 ] Soetens T, Matthys S. Different methods to model the post-cracking behaviour of hooked-end steel fibre reinforced concrete[J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 73: 458-471.