第 49 卷第 11 期
2021 年 11 月

硅 酸 盐 学 报
JOURNAL OF THE CHINESE CERAMIC SOCIETY

Vol. 49，No. 11
November，2021

http://www.gxyb.cbpt.cnki.net

DOI：10.14062/j.issn.0454-5648.20210391

基于纤维取向分布的应变硬化超高性能混凝土薄层抗拉性能

沈秀将[1,2]，邵旭东[1]，BRÜHWILER Eugen[2]

(1. 湖南大学土木工程学院，中国 长沙 410082；2. 瑞士洛桑联邦理工大学(EPFL)，瑞士 CH-1015)

摘　要：采用电磁无损检测分析自由流动浇筑的应变硬化超高性能混凝土(SH-UHPC)薄板内纤维取向分布，对沿垂直流动方向切割的试件进行直接拉伸试验(DTT)、四点弯曲试验(4PBT)及反分析。结果表明：在水平自由流动状态下，SH-UHPC 薄层中纤维趋于垂直流动方向分布；SH-UHPC 薄板内抗拉性能(非弹性段)波动大，主要由于纤维取向随着流动距离而不断变化；相比于 4PBT，DTT 能够更直接、更全面且更准确的得到 SH-UHPC 的抗拉性能。此外，基于试验及统计数据分析表明，SH-UHPC 薄板中(90°方向)抗拉强度修正系数 K_f=1.12，低于法国 AFGC 的推荐值；极限应变修正系数 K_ε=1.25。

关键词：应变硬化；超高性能混凝土；无损检测；直接拉伸试验；四点弯曲试验；纤维取向

中图分类号：U444　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：0454–5648(2021)11–2384–09

网络出版时间：2021–10–11



Tensile Response of Strain-Hardening Ultra-High Performance Fiber Concrete Thin Layer Based on Fiber Orientation Distribution

SHEN Xiujiang[1,2], *SHAO Xudong*[1], *BRÜHWILER Eugen*[2]

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;
2. Swiss Federal Institute of Technology Lausanne (EPFL), Station 18, CH-1015 Lausanne, Switzerland)

Abstract: The distribution of fiber orientation in strain-hardening ultrahigh performance concrete (SH-UHPC) thin slab was measured by a non-destructive test (NDT) method using a magnetic probe. Afterwards, the dumbbell specimens and rectangular plates were extracted orthotopically along the flowing direction of fresh mixture. The direct tensile test (DTT), 4-point bending test (4PBT) and inverse analysis were then conducted. The results indicate that the fibers tend to align perpendicularly toward the flow direction of fresh mixture in SH-UHPC thin layer under horizontal free-flow condition. The tensile response (inelastic part) of SH-UHPC ranges widely in thin slab, mainly due to the continuous change of fiber orientation along the flowing direction. Compared with 4PBT, DTT can directly, comprehensively, and accurately reflect the tensile response of SH-UHPC in thin slab. In addition, the correction factor for tensile strength (*i.e.*, K_f=1.12) in thin slab is less than the recommended value in AFGC standard, and the correction factor for ultimate strain K_ε in thin slab is 1.25 based on the experimental results and available data from the corresponding literature.

Keywords: strain-hardening; ultra-high performance concrete; non-destructive test; direct tensile test; 4-point bending test; fiber orientation

应变硬化超高性能混凝土(SH-UHPC)通常由致密的水泥基体和大量的短细纤维组成，具有优异的耐久性和力学性能。SH-UHPC 受拉时在应变硬化段表现出多微裂纹现象。其抗拉强度 f_{Utu} 大于弹性极限强度 f_{Ute}，一般极限应变 $\varepsilon_{Utu}\geqslant 0.2\%$，明显区别于普通混凝土(NC)或传统纤维混凝土(FRC)。近年来，随着 SH-UHPC 材料制备、设计规程和施工技术的不断优化[1–5]，SH-UHPC 在桥梁结构的应用研究日趋增多[6–9]，尤其是应用于现役混凝土桥面或钢桥面上的受拉加固薄层。截至目前，国内外已有

收稿日期：2021–05–16。　修订日期：2021–07–23。

基金项目：中国博士后科学基金项目(2020M682558)；湖南省科技创新计划资助(2020RC2029)；国家自然科学基金项目(5203000467)。

第一作者：沈秀将(1990—)，男，博士，助理研究员。

通信作者：邵旭东(1961—)，男，博士，教授。

Received date: 2021–05–16.　**Revised date:** 2021–07–23.

First author: SHEN Xiujiang (1990–), male, Ph. D., Assistant Researcher.
E-mail: xiujiangshen@hnu.edu.cn
Correspondent author: SHAO Xudong (1961–), male, Ph. D., Professor.
E-mail: shaoxd@vip.163.com

200 余座混凝土桥及 130 余座钢桥成功采用现浇 SH-UHPC 薄层进行加固[6,8]。

SH-UHPC 材料本身的抗拉性能并非固定不变，主要取决于内部纤维分布情况[10]。不同构件类型、同一构件在不同位置及不同方向上的 SH-UHPC 抗拉性能(尤其是 f_{Utu} 和 ε_{Utu})存在明显差异，这主要是由于浇筑方式、流动距离、结构构造形式的不同导致纤维取向分布各异[11–12]。实验所采用的标准试件，一般由细长的模具逐一浇筑而成，纤维取向分布趋向于主拉应力方向，故不能真实反映实际构件中纤维取向分布情况[13–18]，需根据实际工程构件内部纤维分布情况进行修正。因此，如何准确且快速测得 SH-UHPC 构件内部纤维分布情况、并建立标准试验测量结果与实际结构抗拉性能之间的对应关系对SH-UHPC结构设计与工程应用具有重大意义。

目前，大部分学者主要采用适用性试验，即通过 SH-UHPC 构件不同位置切割的试件进行直接拉伸试验(DTT)、三点/四点弯拉试验(3PBT、4PBT)及断面图像分析来研究 SH-UHPC 构件内的纤维取向及其对抗拉性能的影响规律，但主要侧重于抗拉强度。此外，部分学者采用无损检测法(主要包括电磁法[19–20]和电阻法[21])研究 SH-UHPC 构件中钢纤维的分布及取向系数。在 SH-UHPC 结构设计中，通常以实验室制备的小型标准试件的抗拉强度值(以下简称标准值)为上限，法国规范 NF P18–470 引入纤维折减系数 K 对抗拉强度标准值进行修正[3]，瑞士规范 SIA–2052 提出分别考虑构件构造及试件厚度的修正系数 η_K 和 η_{hU} 进行折减[1]。然而，在实际结构中存在某些主拉应力方向上，SH-UHPC 的抗拉强度显著高于标准值，若直接采用上述系数进行折减，将不能充分利用 SH-UHPC 的抗拉性能。此外，上述规范均未涉及 SH-UHPC 极限应变的修正，相关研究也鲜有报道。

本工作以桥梁桥面结构加固中广泛采用的现浇 SH-UHPC 薄层为研究对象，采用无损电磁检测法分析其内部纤维取向分布规律；分别进行 DTT 及 4PBT，明确沿 SH-UHPC 流动方向上抗拉性能(抗拉强度、应变能力、裂缝发展)的发展规律；基于试验结果及文献数据汇总，提出适用于 SH-UHPC 薄层的抗拉性能修正系数。

1　实验

1.1　SH-UHPC 薄板制备

SH-UHPC 材料为瑞士 Holcim 生产的 H707 商用预混料，其中钢纤维体积掺量 φ_f =3.8%，纤维长度 l_f =13 mm，纤维直径 d_f =0.175 mm，水胶比为 0.15。所选 SH-UHPC 材料为自密实混合料，新鲜拌合物扩展度为 700 mm(t=11 s)；28 d 龄期圆柱体(ϕ =70 mm，h=150 mm)抗压强度及弹性模量分别为 185 MPa 和 49 GPa。

制备 3 块圆形 SH-UHPC 薄板(ϕ=70 mm，h_U= 50 mm)，模拟实际 SH-UHPC 加固层。其中，2 块薄板用于切割哑铃型试件(680 mm×80 mm，h_U= 50 mm)进行 DTT，1 块薄板用于切割矩形试件(560 mm×50 mm，h_U=50 mm)进行 4PBT，每组 10 个试样。此外，根据瑞士规范 SIA–2052 分别制备 3 个小型哑铃型和 6 个矩形标准试件作为参照组。浇筑时，新鲜 SH-UHPC 拌合物从圆形模板中间上部定点浇筑，拌合物自由流动直至填充整个模板；标准试件采用单一模具逐个浇筑。所有试件浇筑完成后覆盖 1 层塑料薄膜，1 d 后拆模并移置养护室(20 ℃，相对湿度 100%)养护 7 d，随后置于实验室直至测试(龄期＞60 d)。

1.2　方法

1.2.1　电磁无损检测法(NDT)　为探明 SH-UHPC 薄板内部纤维分布情况，在切割之前首先进行电磁无损检测(NDT)。测试仪器为 Nunes 等[22]研发的电磁感应装置，包括 LCR 电感测量仪及桥型电磁探测器。SH-UHPC 表面测点按照极坐标体系布置，以薄板圆心(浇筑点)为极点，相邻测量点沿极轴方向上的距离为 25 mm，每块薄板累计 200 个测点。测量过程中，薄板及测量仪器需远离任何带磁性物体(距离＞1 m)，电磁探测器紧贴薄板表面，且底部几何中心与测点保持重合，绕着测点旋转探测器找到电感最大值，相应的探测器方向即当次测量区域(30 mm×30 mm)内纤维取向的主方向。

1.2.2　直接拉伸试验(DTT)　如图 1 所示，沿垂直于薄板直径方向切割哑铃型试件，每块板切割 5 个试件，累计 10 个试件。试件中间等截面段面积 80 mm×50 mm、长度 240 mm，等截面段到端部扩大段间采用 Neuber 曲线[23]平滑过渡，减弱应力集中效应。此外，在过渡段两侧加固薄铝板，进一步避免试验中断裂面出现在此处。

哑铃型试件安装时，试件的下部扩大端首先通过高强胶粘结于内齿状金属锁件固结头内，在保证试件垂直与对中后，粘结试件的另一端，固结头与拉伸试验机固接。如此处理能有效避免试件的初始偏心(受力)，且保证试件开裂后裂纹的稳定发展。

进行 DTT 时，采用 100 t 的伺服液压万能试验机，加载速率为 0.05 mm/min；试件两侧安装位移传感器(LVDT)，标距 L_{MEA}=160 mm；试件一侧采用电子图像识别(DIC)技术，用于观测试件受拉区表面应变分布及裂缝发展规律。

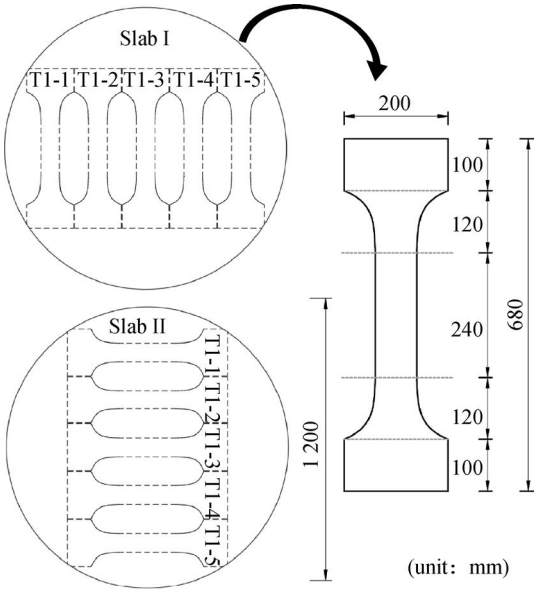


图 1 DTT 试件切割方式及尺寸

Fig. 1 Cutting method and dimension of dumbbell specimens for DTT (direct tensile test)

进行标准试件的 DTT 时，采用相同的试验装置及加载方式。

1.2.3 四点弯曲试验(4PBT) 如图 2 所示，沿垂直于薄板直径方向切割矩形试件，试件尺寸为 500 mm× 100 mm×50 mm，累计 10 个试件。4PBT 试验装置及测点布置参考瑞士规范 SIA–2052：试件支撑点间距为 420 mm，加载点间距为 140 mm；2 个 LVDT 测量试件跨中挠度，DIC 用于观测试件底部受拉面的应变分布及裂缝发展规律。进行 4PBT 时，采用 50 t 的伺服液压压力机，加载速率为 0.5 mm/min。

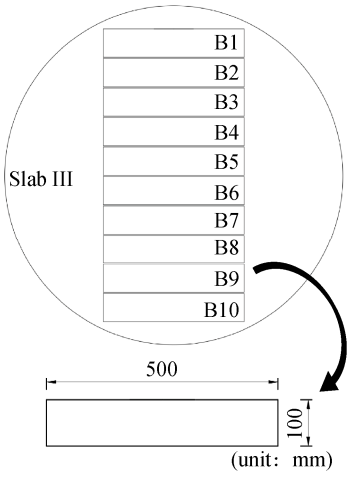


图 2 4PBT 试件切割方式及尺寸

Fig. 2 Cutting method and dimension of rectangular plate for 4PBT (4-point bending test)

进行标准试件的 4PBT 时，采用相同的试验装置及加载方式。

2 结果与讨论

2.1 SH-UHPC 薄板内纤维取向分布

基于电磁 NDT 测试结果，每个测量区域内钢纤维的主取向分布如图 3 所示。2 块薄板展现出相似的纤维取向分布趋势：1) 在浇筑点附近纤维随机乱向分布；2) 随着 SH-UHPC 的自由流动，纤维逐渐趋向垂直于流动方向；3)当距离薄板圆心达到 420 mm 时，纤维主取向基本垂直于流动方向。这一现象与 Zhou 等[12]、Ferrara 等[24]、Yoo 等[25]的研究结果一致。导致这一现象的原因是：1) SH-UHPC 在水平面上各个方向均可自由流动，流速随着离浇筑点距离增大而减小；2) 由于厚度小，可认为 SH-UHPC 在高度方向上各层流速是一样的，不会出现层流。这样，可认为 SH-UHPC 属于水平自由流动，若纤维未垂直于流动方向，纤维不同位置上因流速不同产生的剪切力大小不同而导致纤维旋转，最后趋于垂直于流动方向(图 4)。

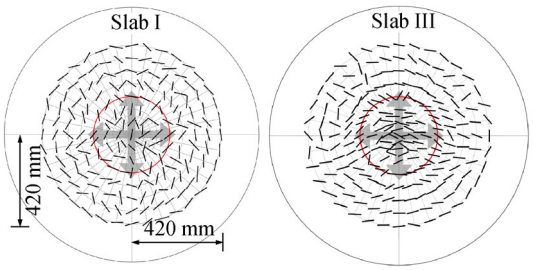


图 3 NDT 测试结果

Fig. 3 Test results from NDT (non-destructive test)

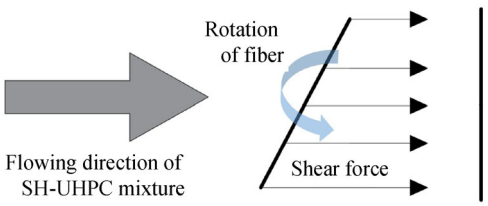


图 4 纤维沿流动方向受力(旋转)示意图

Fig. 4 Schematic drawing of fiber rotation along flowing direction

2.2 DTT 试验

2.2.1 破坏模式　　如图 5 所示，试件最终破坏时有且仅有一条主裂缝，裂缝路径呈不规则锯齿状。裂缝断裂面处纤维都是拔出破坏，部分基体出现剥落现象(图 6)。值得一提的是，主裂缝均位于中间等截面段，反映了本研究试件设计、加载装置及方式可靠，试验结果准确性有保障。

2.2.2 纤维取向分布对应力–应变全曲线的影响

图 7 和图 8 分别汇总了切割哑铃型试件和标准试件的拉伸应力–应变全曲线，其中黑色粗线为平均曲线。所有曲线均表现出不同程度的应变硬化性能，曲线整体形状大致相同，可划分为弹性段(*OA*)、应变硬化段(*AB*)和软化段(*BC*)。此外，切割哑铃型试件的抗拉性能特征值汇总于表 1。其中：弹性模量 E_U 取决于曲线弹性段斜率；弹性极限强度 f_{Ute} 为弹性段终点对应的应力值；抗拉强度 f_{Utu} 和极限应变 ε_{Utu} 为峰值点对应的应力及应变；n 为 LVDT 测量标距内微裂缝数量。

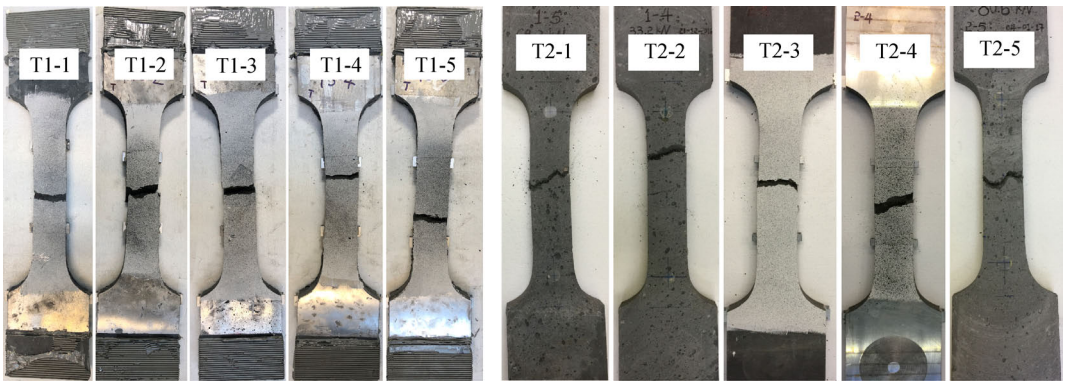


图 5　切割哑铃型试件最终破坏模式

Fig. 5　Failure mode of extracted dumbbell specimens

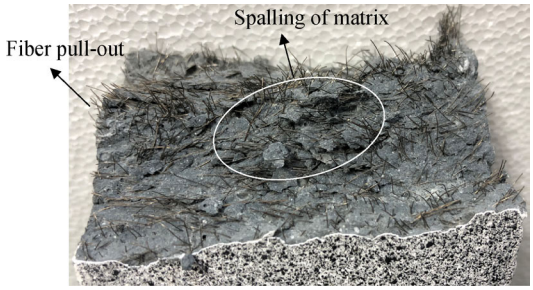


图 6　断裂面破坏模式

Fig. 6　Fracture surface of dumbbell specimen after DTT

如图 7 及表 1 所示，切割哑铃型试件的应力–应变全曲线在弹性段基本重合，相对应的 E_U 与 f_{Ute} 值波动范围小，平均值分别为 48.19 GPa、8.21 MPa，与标准试件测得的平均值(48.03 GPa、8.66 MPa)相近。由此可见，SH-UHPC 的弹性性能受内部纤维取向的影响小，而主要取决于基体本身。

弹性点之后，由于纤维取向随着流动距离而不断改变，切割哑铃型试件的应力–应变曲线出现显著波动，抗拉强度 f_{Utu} 在 9.49～15.50 MPa 之间、极限应变 ε_{Utu} 在 0.082%～0.550%之间，变异系数分别为 0.19、0.59。距离浇筑点最远的试件(T1-1、T2-1、T2-5)表现出最明显的应变硬化现象，f_{Utu} 与 ε_{Utu} 值远高于中间的试件。这是因为距离浇筑点较远处，纤维趋向于沿着试件受拉方向分布(图 3)，其抗拉拔性

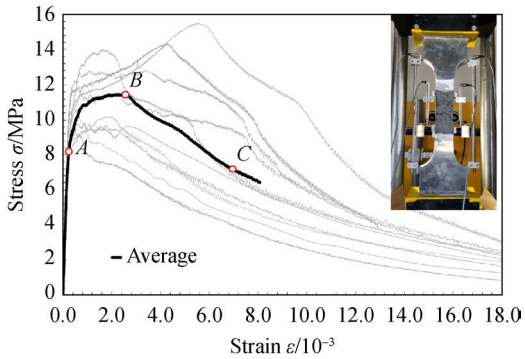


图 7　DTT 应力–应变曲线汇总(切割试件)

Fig. 7　Stress-strain curves from extracted dumbbell specimens under DTT

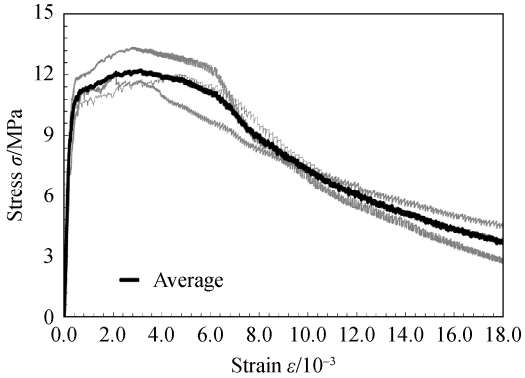


图 8　DTT 应力–应变曲线(标准试件)

Fig. 8　Stress-strain curves from standard dumbbell specimens under DTT

能优于倾斜于受拉方向分布的纤维；当试件出现微裂纹后，产生更强的纤维桥接作用，推动应力在基体内的重分布，使得应力与应变稳步增加。对于标准试件，曲线波动性小，f_{Utu}与ε_{Utu}的平均值分别为12.44 MPa、0.321%，这是因为标准试件采用小型模具逐一浇筑，各个试件内纤维取向分布大体保持一致。

表 1 DTT 试验结果汇总(切割试件)

Table 1 Test results from extracted dumbbell specimens under DTT

No.	E_U/GPa	f_{Ute}/MPa	f_{Utu}/MPa	ε_{Utu}/%	n	Pattern	DIC strain contours at f_{Utu}
T1-1	45.60	9.70	12.82	0.366	40±5	Uniform	
T1-2	49.09	9.41	11.55	0.233	20±5	Uniform	
T1-3	47.39	7.74	9.62	0.258	12±5	2 Clusters	
T1-4	49.64	7.25	9.80	0.159	10±3	1 Cluster	
T1-5	48.38	7.20	9.49	0.082	5±2	1 Cluster	
T2-1	49.93	8.65	14.33	0.425	45±5	Uniform	
T2-2	48.36	7.60	10.59	0.087	12±4	1 Cluster	
T2-3	47.12	7.91	10.21	0.214	18±3	1 Cluster	
T2-4	48.13	8.02	13.98	0.185	23±4	Uniform	
T2-5	48.24	8.60	15.50	0.550	50±5	Uniform	

值得注意的是，试件 T1-5 的应变硬化性能(f_{Utu}=9.49 MPa、ε_{Utu}=0.082%)远低于相同位置的其它试件(T1-1、T2-1、T2-5)，这可能是由于存在局部贯穿试件的薄弱区(纤维取向趋向于沿着垂直于受力方向)，导致局部应变集中[20]。

2.2.3 纤维取向分布对裂缝发展全过程的影响

采用软件 VIC-3D 进行 DIC 分析，观测试件在 DTT 下的开裂特征及裂缝发展全过程。图 9 和图 10 分别给出了试件 T1-5 及 T1-3 裂缝发展全过程示意图，示意图中每幅小图为试件表面(LVDT 测距内)对应力–应变曲线某个点下的应力云图，其中彩色线代表微裂缝(肉眼不可见)。

如图 9 和图 10 所示，在弹性段(OA)内，应力与应变呈线性发展，SH-UHPC 表面无损伤。在 A 点，微裂纹首次从一侧出现并随着应力的增大向另一侧延伸埋置于微裂缝两端的纤维逐渐发挥桥接作用，将拉应力传递到周围未开裂的基体，产生新的平行微裂纹。因此，在应变硬化段(AB)内出现多微裂纹现象，应力缓慢上升、应变快速增大。到达峰值点(B)后，微裂纹数量几乎不再增加，几条相邻的微裂纹逐渐形成主裂缝并迅速发展，其余微裂缝逐渐卸载，应力缓慢下降。

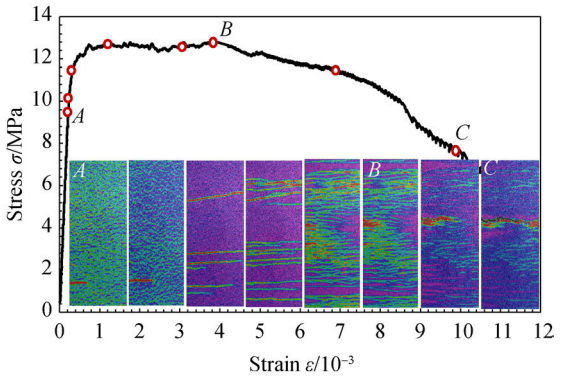


图 9 DTT 试验中裂缝发展全过程示意图(试件 T1-5)

Fig. 9 Fracture process of specimen T1-5 under DTT

每根切割哑铃型试件在峰值点的微裂缝分布图、相应的微裂缝数量 n 及分布特征汇总于表 1。类似于极限应变 ε_{Utu} 的分布规律，距离浇筑点较远的试件(T1-1、T2-1、T2-5)出现较多的微裂纹(n>40)且均匀分布于试件表面，微裂纹间距小于 l_f/2 (6.5 mm)。这是因为这些试件中纤维取向趋向沿着

受拉方向分布，桥接作用有效系数高，使得应力不断重分布，减弱应变集中现象，显著提高应变硬化性能。对于浇筑点附近的试件，由于纤维取向趋向于随机分布，微裂缝主要集中于 1 个或 2 个相对薄弱的区域(纤维取向趋向垂直于拉应力方向)，纤维桥接作用有效系数低，应变过早集中，导致应变硬化性能减弱。

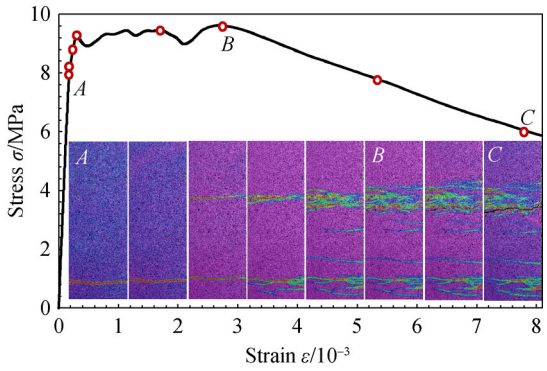


图 10　DTT 试验中裂缝发展全过程示意图(试件 T1-3)

Fig. 10　Fracture process of specimen T1-3 under DTT

2.3　4PBT 试验

2.3.1　破坏模式　　如图 11 所示，切割矩形试件破坏时通常只有 1 条主裂缝(除 B2、B4)，且位于中间纯弯段内；主裂缝路径呈不规则锯齿状，断裂面处纤维均因为被拔出而失效。

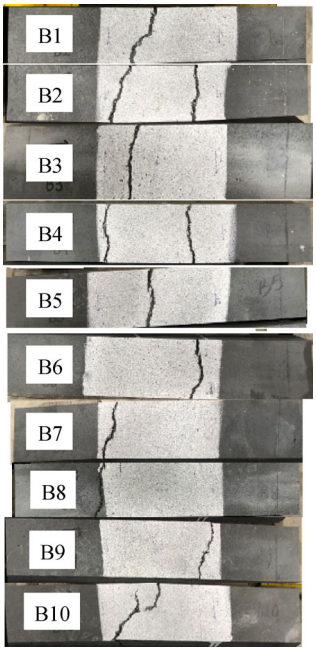


图 11　4PBT 试验中切割矩形试件最终破坏模式

Fig. 11　Failure mode of extracted rectangular plates under 4PBT

2.3.2　纤维取向分布对荷载–挠度全曲线的影响

图 12 和图 13 分别汇总了切割矩形试件和标准试件的荷载–挠度曲线，其中黑色粗线为平均曲线。所有曲线均表现出明显的应变硬化现象，曲线整体形状大致相同，可分为弹性段(*OA*)、应变硬化段(*AB*)和软化段(*BC*)。此外，切割矩形试件的弯拉性能特征值汇总于表 2，包括弹性点 *A* 对应的荷载 F_e 及弯曲强度 σ_e、峰值点 *B* 对应的荷载 F_p、弯曲强度 σ_p 及挠度 δ_p。

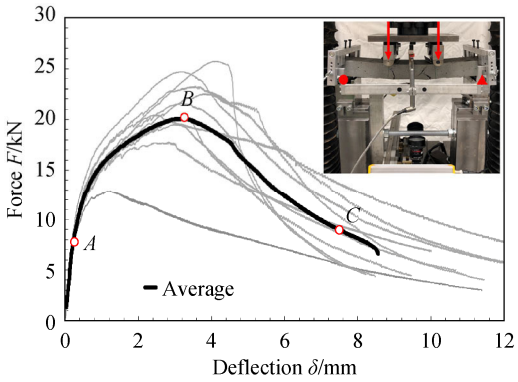


图 12　4PBT 荷载–挠度曲线汇总(切割试件)

Fig. 12　Force-deflection curves of extracted rectangular plates under 4PBT

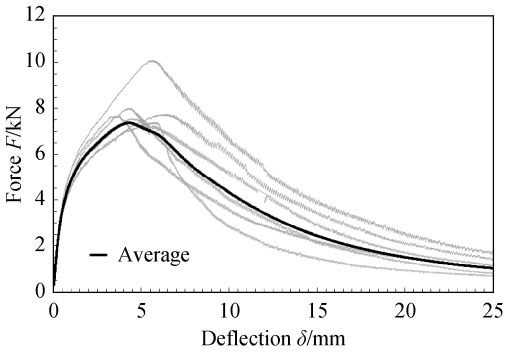


图 13　4PBT 荷载-挠度曲线(标准试件)

Fig. 13　Force-deflection curves of standard rectangular plates under 4PBT

如图 12 及表 2 所示，切割矩形试件的荷载-挠度曲线在弹性段基本重合，弹性点 *A* 对应的 F_e 与 σ_e 基本维持不变。*A* 点之后，荷载-挠度曲线出现明显波动，弯曲强度 σ_p 在 21.64～43.17 MPa 之间、挠度 δ_p 在 1.16～4.05 mm 之间，变异系数分别为 0.18、0.21。离浇筑点较远的试件(B1、B2、B9、B10)相比于其它试件具有较高的 σ_p 与 δ_p 值，这一现象与 DTT 试验结果观察到的一致。标准试件由于分别采用单一试模逐一浇筑，表现出较稳定的荷载-挠度曲线(图 13)，σ_p 平均值为 37.68 MPa 之间、挠度 δ_p 平均值为 5.07 mm。

表 2 4PBT 试验及反分析结果汇总(切割试件)

Table 2 Test and inverse analysis results of extracted rectangular plates under 4PBT

Sample No.	F_e/kN	σ_e (f_{Ute})/MPa	F_p/kN	σ_p/MPa	δ_p/mm	E_U/GPa	f_{Utu}/MPa	$\varepsilon_{Utu}/10^{-3}$	DIC strain contours at F_p
B1	6.12	10.29	20.42	34.30	2.42	48.75	13.16	0.310	
B2	6.40	10.74	22.47	37.74	3.79	46.00	14.49	0.620	
B3	6.15	10.33	20.15	33.86	3.30	47.38	12.97	0.490	
B4	6.19	10.40	17.70	29.74	2.84	46.10	11.43	0.150	
B5	6.17	10.37	12.90	21.64	1.16	46.70	8.29	0.022	
B6	7.10	11.93	19.52	32.79	2.98	47.00	12.56	0.340	
B7	6.71	11.27	23.16	38.90	3.55	47.76	14.94	0.500	
B8	6.70	11.26	21.57	36.24	3.19	46.18	13.91	0.470	
B9	7.79	13.09	25.70	43.17	4.05	47.54	16.56	0.730	
B10	7.61	12.79	24.69	41.48	3.19	51.00	15.90	0.440	

2.3.3 纤维取向分布对试件裂缝发展全过程的影响

基于 DIC 分析，矩形试件纯弯段受拉面裂缝发展全过程如图 14 所示(所有试件裂缝发展规律相似，以试件 B2 为例)。此外，试件在峰值点 *B* 处对应的微裂缝分布图汇总于表 2。

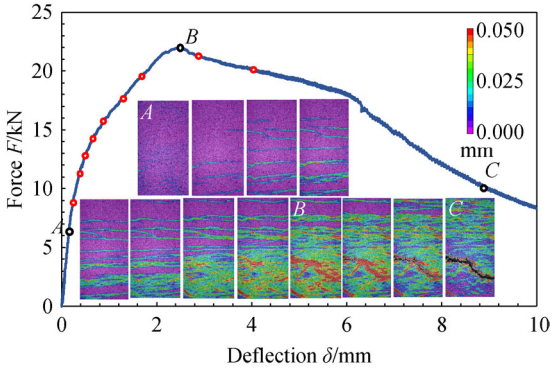


图 14 裂缝发展全过程示意图(B2)

Fig. 14 Fracture process of plate B2 under 4PBT

如图 14 所示，4PBT 下试件受拉面裂缝发展规律与DTT基本一致。微裂缝首先在弹性点 *A* 处出现；随着荷载的不断增加，微裂缝的数量迅速增加直至几乎满布整个受拉面；在峰值点 *B*，若干相邻的微裂缝发展成主裂缝并横穿整个试件；随着挠度的增加，荷载缓慢下降，主裂缝宽度持续增大，其余微裂缝逐渐卸载。

由表 2 可知，不同试件受拉面在峰值点处均满布微裂纹，难以做出区分。

2.4 DTT 与 4PBT 对比

根据 4PBT 得到得荷载-挠度曲线进行反分析，计算得到 SH-UHPC 抗拉性能特征参数，并结合 NDT 及 DIC 分析结果，与 DTT 得到的抗拉性能进行对比，分析不同测试方法间的异同性及适用性。

2.4.1 4PBT 反分析结果 依据 SIA–2052 对 4PBT 试验结果进行反分析，其中弹性模量 E_U、弹性极限强度 f_{Ute}、抗拉强度 f_{Utu} 分别按照式(1)～式(3)计算：

$$E_i = 0.212 \cdot \frac{F_i}{\delta_i} \cdot \frac{l^3}{b \cdot h^3} \tag{1}$$

$$f_{Ute} = \frac{F_p \cdot l}{b \cdot h^2} \tag{2}$$

$$f_{Utu} = 0.383 \cdot \frac{F_p \cdot l}{b \cdot h^2} \tag{3}$$

式中：F_i、δ_i 为荷载–挠度曲线中弹性段上对应的点；l 为试件支撑点距离；b、h 分别为矩形试件的宽与

高(厚度)；E_i 为按照式(1)计算得到相应点(F_i、δ_i)的弹性模量，可通过计算一系列的 E_i 来确定稳定值作为 E_U。

计算极限应变 ε_{Utu} 时，将荷载-挠度曲线中应变硬化段(AB)沿着 x 轴均分成 m 个点($m\geqslant 10$)，然后依次按照式(4)、式(5)计算相应的 σ_{Uti}、ε_{Uti} 值，当某一点对应的 σ_{Uti} 值首次大于式(3)确定的 f_{Utu} 值时，相应的 ε_{Uti} 即为 ε_{Utu}。

$$\sigma_{Uti}=0.5\cdot(1-\alpha_i)^2\cdot h\cdot\chi_i\cdot E_U \tag{4}$$

$$\varepsilon_{Uti}=\frac{\sigma_{Uti}}{E_U}+\chi_i\cdot\alpha_i\cdot h \tag{5}$$

式中：$\lambda_i=\frac{46}{216}\cdot\frac{F_i}{\delta_i\cdot E_U}\cdot\frac{l^3}{b\cdot h^3}$，$\chi_i=\frac{216}{23}\cdot\frac{\delta_i}{l^2}$，$\alpha_i$ 取值参照 SIA–2052。

切割矩形试件的反分析结果汇总于表 2，其 E_U 变化小，平均值为 47.44 GPa，与标准试件得到的平均值(49.69 GPa)相近。切割矩形试件的 f_{Utu} (8.29～16.56 MPa)与 ε_{Utu} (0.022%～0.730%)值波动大，尤其是 ε_{Utu}，变异系数高达 0.52；而标准试件的反分析结果较为稳定，f_{Utu} 与 ε_{Utu} 的平均值分别为 14.43 MPa 和 0.398%。

2.4.2　不同试验方法得到的抗拉性能对比与分析

根据上述试验及分析结果，对 DTT 与 4PBT 得到的 SH-UHPC 薄板抗拉性能进行对比。

2 种试验方法得到的抗拉性能(非弹性部分)均存在明显的波动性，尤其是极限应变 ε_{Utu} 的变异系数>0.5，且距离浇筑点较远的试件相比于其它试件通常表现出较好的力学性能。因此，2 种试验方法均能够准确反映 SH-UHPC 薄板内纤维取向分布特征。

针对抗拉强度特征值(平均值)，2 种试验方法得到的弹性模量 E_U 分别为 48.19 GPa、47.44 GPa，较为相近；然而，4PBT 得到的弹性极限强度 f_{Ute}、抗拉强度 f_{Utu} 和极限应变 ε_{Utu} 分别为 11.25 MPa、13.42 MPa 和 0.407%，高于 DTT 得到的值(分别高出 37%、14%和 59%)。造成这一现象的主要原因是矩形试件应力应变重分布能力强(如表 2 所示)，几乎所有试件受拉面在峰值点处均满布微裂缝，微裂缝间距远远小于 DTT 中的哑铃型试件。

2.5　SH-UHPC 薄板抗拉性能修正系数

参照法国 NF P18–470 规范分别确定抗拉强度与极限应变的修正系数 K_f 与 K_ε，考虑到 SH-UHPC 薄板中存在明显的应变重分布能力，计算公式如下：

$$K_f=\frac{\overline{f'_{Utu}}}{\overline{f_{Utu}}} \tag{6}$$

$$K_\varepsilon=\frac{\overline{\varepsilon'_{Utu}}}{\overline{\varepsilon_{Utu}}} \tag{7}$$

式中：$\overline{f_{Utu}}$、$\overline{\varepsilon_{Utu}}$ 分别为切割试件得到抗拉强度与极限应变；$\overline{f'_{Utu}}$、$\overline{\varepsilon'_{Utu}}$ 分别为标准试件得到抗拉强度与极限应变。

DTT 得到的修正系数 K_f 与 K_ε 分别为 1.06 和 1.25，4PBT 得到的 K_f 与 K_ε 分别为 1.07 和 0.98。由此可见，2 种试验方法得到的抗拉强度修正系数基本一致，但 4PBT 得到的应变修正系数高估了实际 SH-UHPC 薄板的抗拉应变能力。因此，进行 SH-UHPC 结构层设计时，应以 DTT 得到的修正系数对标准试件测量值进行修正。

此外，对现有文献中 SH-UHPC 平板或相似结构数据进行统计并按照式(6)、式(7)计算修正系数，汇总于图 15。针对垂直于流动方向(90°)切割的试件，统计的 K_f 值均不高于 1.12(除了文献[15]中 K_f=1.80)，尤其是文献[16–17]中得到 K_f<1.0，均低于法国 NF P18–470 给出的推荐值(K_{global}= 1.25)。统计得到的极限应变修正系数 K_ε 数据点少，基于文献[15]计算得到的 K_ε 值为 1.21，略低于本研究中 DTT 得到的 K_ε 值；文献[15]计算得到的 K_ε 值为 1.65，高出本研究中 DTT 得到的 K_ε 值的 32%。

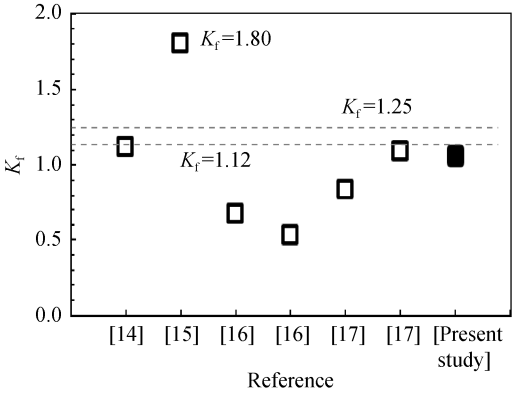


图 15　抗拉强度修正系数 K_f 统计

Fig. 15　Summary of correction factor for tensile strength K_f

3　结论

1) 在水平自由流动状态下，SH-UHPC 薄层中纤维趋向于沿着垂直于流动方向分布。

2) SH-UHPC 薄板内抗拉性能(非弹性部分)波动性大，主要由于纤维取向随着流动距离而不断变化。随着流动距离的增加，各个试件的弹性模量及

弹性极限强度基本维持不变，但抗拉强度及极限应变逐渐增加，尤其是极限应变增幅明显。

3) DTT 与 4PBT 得到得试验结果规律性一致，均能准确反映 SH-UHPC 薄板内纤维取向分布情况。基于 4PBT 荷载–挠度曲线反分析得到的弹性模量 E_U 与 DTT 测量值相近，但弹性极限强度 f_{Ute}、抗拉强度 f_{Utu} 和极限应变 ε_{Utu} 均高于 DTT 测量值(分别高出 37%、14%和 59%)。总而言之，相比于 4PBT，DTT 能够更直接、更全面且更准确的得到 SH-UHPC 的抗拉性能。

4) SH-UHPC 薄板的抗拉强度(90°方向)修正系数 $K_f \leqslant 1.12$，低于法国 NF P18-470 的推荐值。极限应变修正系数 $K_\varepsilon=1.25$，由于统计得到的数据点较少，有待进一步研究。

参考文献:

[1] SIA (Swiss Society of Engineers and Archtitects). Technical Leaflet SIA 2052 UHPFRC – Materials, design and construction[S]. Zurich Switzerland, 2016.

[2] SCHMIDT M, LEUTBECHER T, PIOTROWSKI S, et al. The German Guideline for ultra-high performance concrete[C]// Proceedings of the AFGC-ACI-Fib-RILEM International Conference on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, Montpellier, France, 2017: 545–554.

[3] AFNOR N. P18-470: Ultra-high performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) - Specifications, performance, production and conformity[S]. Association Française de Normalisation, 2016.

[4] AFNOR N. P18-710: National addition to Eurocode 2–Design of concrete structures: Specific rules for ultra-high performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC)[S]. Association Française de Normalisation, 2016.

[5] AFNOR N. PR NF P18-451: Exécution des structures en béton – Règles spécifiques pour les BFUP[S]. Association Française de Normalisation, 2016.

[6] SHAO X, DENG L, CAO J. Innovative steel-UHPC composite bridge girders for long-span bridges[J]. Front Struct Civ Eng, 2019, 13: 981–989.

[7] 邵旭东, 胡建华. 钢-超高性能混凝土轻型组合桥梁结构[M]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2015.

[8] BRÜHWILER E. UHPFRC technology to enhance the performance of existing concrete bridges[J]. Struct Infrast Eng, 2020, 16: 94–105.

[9] GRAYBEAL B, BRÜHWILER E, KIM B S, et al. International Perspective on UHPC in Bridge Engineering[J]. J Bridge Eng, 2020, 25: 04020094.

[10] BASTIEN M M, DENARIÉ E, BRÜHWILER E. Effect of fiber orientation on the in-plane tensile response of UHPFRC reinforcement layers[J]. Cem Concr Compos, 2016, 67: 111–125.

[11] ZHOU B, UCHIDA Y. Influence of flowability, casting time and formwork geometry on fiber orientation and mechanical properties of UHPFRC[J]. Cem Concr Res, 2017, 95: 164–177.

[12] ZHOU B, UCHIDA Y. Relationship between fiber orientation/ distribution and post-cracking behaviour in ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC)[J]. Cem Concr Compos, 2017, 83: 66–75.

[13] DENARIÉ E, SOFIA L, BRÜHWILER E. Characterization of the tensile response of strain hardening UHPFRC - Chillon Viaducts[C]// AFGC-ACI-Fib-RILEM Int. Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, Montpellier, France, 2017: 375–384.

[14] OESTERLEE C, Structural response of reinforced UHPFRC and RC composite members (doctoral thesis, 4848)[D]. Switzerland: École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), 2010.

[15] DUQUE L F M, GRAYBEAL B. Fiber orientation distribution and tensile mechanical response in UHPFRC[J]. Mater Struct, 2017, 50: 1–17.

[16] MENDES R G, PFEIL M S, BATTISTA R C, et al. Comparison between methods to determine the fibre orientation factor of an HPFRC bridge box girder[J]. Constr Build Mater, 2021, 269: 121291.

[17] SIMON A, CORVEZ D, MARCHAND P. Feedback of a ten years assessment of fibre distribution using K factor concept[C]//International Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, Marseille, France, 2013: 669–678.

[18] 刘琼伟, UHPC轴拉性能全曲线和弯拉性能与轴拉性能换算关系研究(D). 长沙: 湖南大学, 2021.
LIU Qiongwei, Study on the full curve of axis tensile performance and conversion relationship between flexural and tensile properties of UHPC (in Chinese, dissertation). Changsha: Hunan University, 2021.

[19] NUNES S, PIMENTEL M., RIBEIRO F, et al. Estimation of the tensile strength of UHPFRC layers based on non-destructive assessment of the fiber content and orientation[J]. Cem Concr Compos, 2016, 83: 222–238.

[20] SHEN X, BRÜHWILER E. Influence of local fiber distribution on tensile behavior of strain hardening UHPFRC using NDT and DIC[J]. Cem Concr Res, 2020, 132:106042.

[21] BARNETT S J, LATASTE J F, PARRY T, et al. Assessment of fibre orientation in ultra high performance fibre reinforced concrete and its effect on flexural strength[J]. Mater Struct, 2009, 43: 1009–1023.

[22] NUNES S, PIMENTEL M. Characterization and comparison of two magnetic probes[R]. Portugal: Faculdade de Engenharia Universidade do Porto, 2016.

[23] NEUBER H. Der zugbeanspruchte Flachstab mit optimalem Querschnittsübergang[J]. Forschung Im Ingenieurwesen, 1969, 35: 29–30.

[24] FERRARA L, CREMONESI M, FAIFER M, et al. Structural elements made with highly flowable UHPFRC: Correlating computational fluid dynamics (CFD) predictions and non-destructive survey of fiber dispersion with failure modes[J]. Eng Struct, 2017, 13: 151–171.

[25] YOO D Y, ZI G, KANG S T, et al. Biaxial flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete with different fiber lengths and placement methods[J]. Cem Concr Compos, 2015, 13: 51–66.