

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20170801.002

基于土体 isotache 模型的硬化水泥净浆 微观徐变预测

魏亚*, 梁思明, 高翔

(清华大学 土木工程系 土木工程安全与耐久教育部重点实验室, 北京 100084)

摘要: 水泥基材料是一种应变率敏感性材料, 充分掌握水泥基材料的应变率效应对其力学性能和变形的影响可保障混凝土结构的安全设计。采用连续刚度测试(CSM)研究不同应变率下硬化水泥净浆微观徐变特征, 试样的水灰比为 0.3、0.4 和 0.5, CSM 的最大压入深度为 30 μm , 应变率分别为 0.01 s^{-1} 、0.05 s^{-1} 、0.1 s^{-1} 和 0.5 s^{-1} , 并讨论土体的 isotache 模型表征硬化水泥净浆微观徐变行为的适用性。结果表明, 在 0.01~0.5 s^{-1} 应变率范围内, 微观尺度上的硬化水泥净浆存在唯一的 $h_{\text{vp}}-P-\dot{\epsilon}$ 关系, 与土体 isotache 模型的 $\epsilon_{\text{vp}}-\sigma-\dot{\epsilon}$ 关系类似, 该关系可由归一化后的 $h_{\text{vp}}-P/(P_{\text{N}}/P_{\text{N}0.05})$ 曲线和 $P_{\text{N}}/P_{\text{N}0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线来表征。采用 $h_{\text{vp}}-P/(P_{\text{N}}/P_{\text{N}0.05})$ 曲线和 $P_{\text{N}}/P_{\text{N}0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线可预测不同应变率下硬化水泥净浆加载阶段的 $h_{\text{vp}}-P$ 曲线, 预测结果与实测结果基本吻合, 表明可以采用土体的 isotache 模型来预测硬化水泥净浆微观尺度上的徐变行为。

关键词: 硬化水泥净浆; 微观徐变; 连续刚度测试; isotache 模型; 应变率

中图分类号: TB321 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2018)06-1609-10

Prediction of micro creep behavior of hardened cement paste based on the isotache model of clays

WEI Ya*, LIANG Siming, GAO Xiang

(Key Laboratory of Civil Engineering Safety and Durability of China Education Ministry,
Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Cement-based material is a strain-rate-sensitivity material, understanding of the strain rate effect on the mechanical properties and deformation of cement-based materials fully can ensure safe design of concrete structures with enhanced performance. The micro creep of hardened cement pastes under different strain rates were investigated by performing continuous stiffness measurement. The (water to cement) w/c ratios of hardened cement pastes were 0.3, 0.4, and 0.5. The maximum indentation depth during the CSM was set as 30 μm and the applied strain rates were 0.01 s^{-1} , 0.05 s^{-1} , 0.1 s^{-1} , and 0.5 s^{-1} . The results show that a unique $h_{\text{vp}}-P-\dot{\epsilon}$ relationship is found for hardened cement paste under the strain rates ranging between 0.01 s^{-1} and 0.5 s^{-1} at microscale. This is analogous to the unique $\epsilon_{\text{vp}}-\sigma-\dot{\epsilon}$ relationship for clays. The $h_{\text{vp}}-P-\dot{\epsilon}$ relationship can be simply described by two sets of curves: the $P_{\text{N}}/P_{\text{N}0.05}-\dot{\epsilon}$ curve and the normalized $h_{\text{vp}}-P/(P_{\text{N}}/P_{\text{N}0.05})$ curve. These two curves can be used to predict the $h_{\text{vp}}-P$ curves of cement pastes under any constant strain rate during the loading stage. This finding preliminary confirms the applicability of the isotache approach to characterize the time-dependent deformation of cement pastes at microscale.

Keywords: hardened cement paste; micro creep; continuous stiffness measurement; isotache model; strain rate

收稿日期: 2017-06-12; 录用日期: 2017-07-20; 网络出版时间: 2017-08-01 14:41
网络出版地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20170801.002>
基金项目: 国家自然科学基金(51578316; 51778331)
通讯作者: 魏亚, 博士, 副教授, 博士生导师, 研究方向为水泥基材料时变性能多尺度表征、长寿面道路结构与材料 E-mail: yawei@tsinghua.edu.cn
引用格式: 魏亚, 梁思明, 高翔. 基于土体 isotache 模型的硬化水泥净浆微观徐变预测[J]. 复合材料学报, 2018, 35(6): 1609-1618.
WEI Ya, LIANG Siming, GAO Xiang. Prediction of micro creep behavior of hardened cement paste based on the isotache model of clays[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2018, 35(6): 1609-1618 (in Chinese).

徐变是混凝土材料的重要性能之一,影响结构物的安全性和耐久性。尽管国内外已经开展大量有关混凝土徐变的研究,但目前混凝土的徐变机制还没有充分被揭示^[1]。其中可能原因之一在于大部分研究主要集中在宏观尺度上,混凝土材料的组成复杂,宏观徐变测试周期长,不利于采用宏观试验结果阐明混凝土的徐变机制。众所周知,材料的宏观性能取决于其微观结构组成和性能,因此从微观尺度上研究水泥基材料的徐变性质,对揭示混凝土徐变机制具有重要的意义。

近十多年来,纳米压痕试验因其独特优点被国内外学者广泛用于水泥基材料弹性模量、压痕硬度和微观徐变的研究^[2-6]。现有的研究表明,水泥基材料的微观徐变性质和土体的蠕变性质具有一定的相似性^[4]。因此,基于土体蠕变的研究成果分析水泥基材料的徐变对揭示其徐变机制具有一定的作用。鉴于 isotache 模型在土体蠕变研究中的成功运用,Vandamme 等^[7]认为可采用 isotache 模型来预测混凝土的徐变行为。

土体的 isotache 模型是一种应变率相关的模型,在土体的粘塑性变形(蠕变)预测中得到广泛的运用。

目前原始 isotache 模型^[8]逐渐被发展完善,其适用性已经被大多数岩土学者所验证^[9-10]。鉴于 isotache 模型仅适用于土体的粘塑性变形,Watabe 等^[10]采用有效应力(σ)-黏塑性应变(ϵ_{vp})-黏塑性应变率($\dot{\epsilon}_{vp}$)来表征土体的蠕变变形。

研究表明,水泥基材料是一种应变率敏感性材料,在过去几十年时间中,水泥基材料的应变率效应引起国内外学者的广泛关注,目前也取得了一定的研究成果,但是主要集中在宏观强度、弹性模量和泊松比等性能的研究^[11-13]。上个世纪 90 年代,Acker 等^[14]提出等效时间方法来考虑应变率对混凝土黏弹性变形的影响,该方法的主体思想与土体的 isotache 模型类似。尽管有关水泥基材料微观徐变的研究已经逐年增多,但目前未见有关应变率对微观徐变影响的研究。

为了验证土体的 isotache 模型表征水泥基材料微观徐变的适用性,本文采用纳米压痕设备中的连续刚度测试(CSM)模块进行试验研究。CSM 是一种动态测试方法,该方法的优点是可以得到恒定应变率下的荷载-压入深度曲线、不同压深(荷载)处的弹性模量和压痕硬度等数据,是研究不同应变率

下材料微观响应的一种有效方法,目前该方法在金属、聚合物等材料应变率效应研究中运用较多^[15],但未见用于水泥基材料应变率效应研究的相关公开报道。

本文采用 CSM 研究不同应变率下硬化水泥净浆的微观徐变特征,试样的水灰比为 0.3、0.4 和 0.5,CSM 的最大压入深度为 30 μm ,应变率分别为 0.01 s^{-1} 、0.05 s^{-1} 、0.1 s^{-1} 和 0.5 s^{-1} ,最后讨论和分析土体的 isotache 模型表征硬化水泥净浆微观徐变行为的适用性。

1 材料与试验

1.1 isotache 模型

土体原始的 isotache 模型^[8]如图 1 所示。该模型认为土体的应变(ϵ)不仅与有效应力(σ)有关,还与应变率($\dot{\epsilon}$)有关,可以由唯一的 ϵ - σ - $\dot{\epsilon}$ 关系来确定,该关系可采用归一化后的 ϵ - σ/σ_p 曲线(图 1(a)) 和 σ_p - $\dot{\epsilon}$ 曲线(图 1(b))来表征,两条曲线的一般表达式分别如式(1)和式(2)所示。其中,式(1)反映了土体骨架的蠕变能力,式(2)反映了土体的矿物成分和结构组成^[9]。只要这两条关系曲线已知,就可以得到土体不同 $\dot{\epsilon}$ 下的 ϵ - σ 曲线,进而预测土体的固结压缩变形。目前一般通过土体的固结试验来确定式(1)和式(2)。

$$\frac{\sigma}{\sigma_p} = g(\epsilon) \quad (1)$$

$$\sigma_p = f(\dot{\epsilon}) \quad (2)$$

式中: ϵ 和 $\dot{\epsilon}$ 为土体的总应变和总应变率; σ 和 σ_p 分别为有效应力和参考应力,对于土体, σ_p 一般取为先期固结压力。

1.2 原材料与试样准备

试验所用的水泥为 P. I. 42.5 水泥,水泥的化学组成和物理性质见表 1。试样的水灰比分别为 0.3、0.4 和 0.5。水泥加水搅拌均匀后,装入尺寸为 $\Phi 20 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ 的塑料试管内进行密闭养护,养护温度为 $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$ 。其中,0.3 水灰比试样的龄期为 1 年;0.4 和 0.5 水灰比试样的龄期为 4 年。从样品中间切出高度约为 20 mm 的圆柱状试样,采用 Buehler 自动抛光机进行打磨和抛光处理,时间分别为 4 min 和 4 h。抛光后试样表面边长为 50 μm 的正方形区域的粗糙度值小于 90 nm,可满足最大压入深度为 30 μm 的 CSM 要求。

1.3 CSM

CSM 是一种动态压痕测试方法,其测试原理

表 1 水泥的化学组分及物理性质

Table 1 Composition and physical property of cement

Material	Mass fraction/%								Specific gravity	Specific surface area/(m ² ·kg ⁻¹)
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	LOI		
Cement	22.00	4.40	3.43	61.75	2.49	2.83	0.56	1.77	3.14	350

Note: LOI—Loss on ignition.

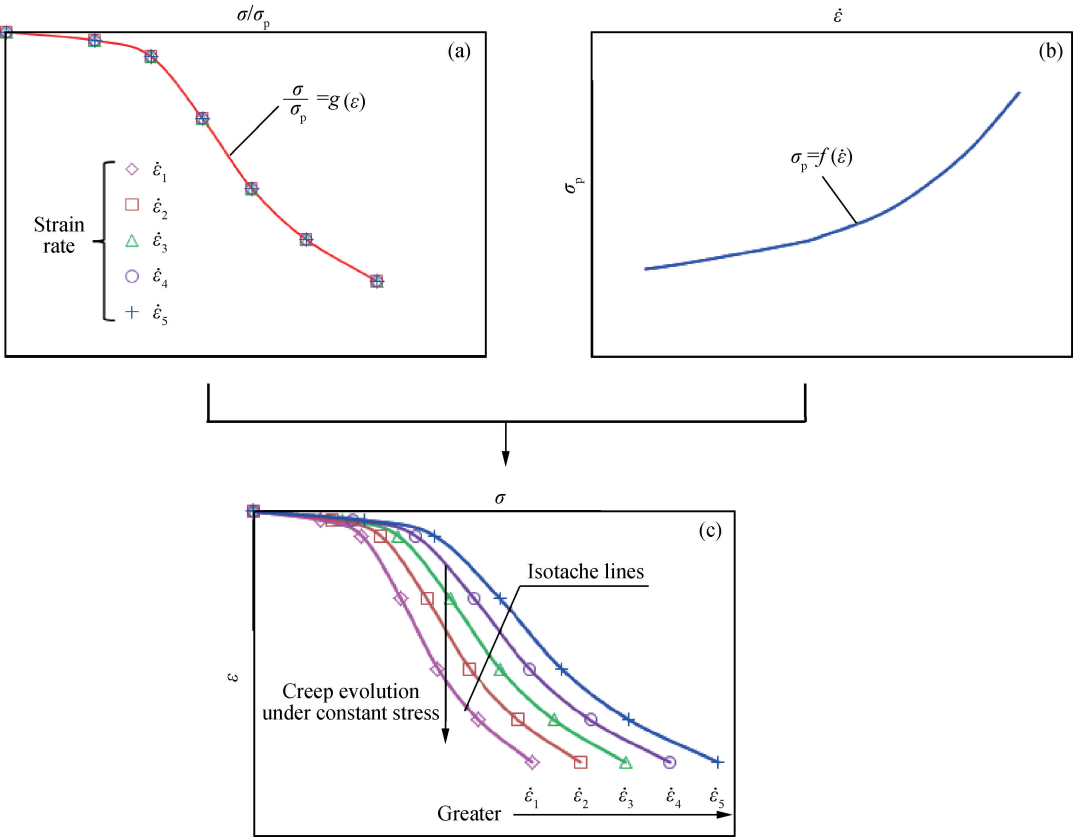


图 1 土体原始 isotache 模型示意图^[8]

Fig. 1 Schematic view of the original isotache model for soils^[8]

((a) Normalized strain (ϵ)-effective stress(σ/σ_p) relationship by preconsolidation pressure (σ_p); (b) Variation in preconsolidation pressure (σ_p) with strain rate ($\dot{\epsilon}$), and (c) Strain (ϵ)-effective stress (σ) relationships under different strain rates predicted using the normalized relationship in Fig. 1(a) and relationship in Fig. 1(b))

是将一个相对较高频率的简谐力叠加在准静态荷载上，简谐力的振幅远小于准静态荷载，简谐力的振幅通过反馈系统控制调节使其在压入过程中产生的简谐位移振幅保持为一常数。通过简谐力振幅与简谐位移振幅的比值及其两者之间的相位差可计算得到不同压入深度(荷载)处的接触刚度，进而获得不同压入深度(荷载)处的弹性模量和压痕硬度。CSM系统可简化为图2的力学模型，其运动方程可表达为^[16]

$$M\ddot{z}(t) + D\dot{z}(t) + Kz(t) = F(t) \tag{3}$$

式中： M 为等效质量； $D=D_i+D_c$ 为等效阻尼， D_i 和 D_c 分别为系统和试样的阻尼； $K=K_s+S$ 为等

效刚度， K_s 和 S 分别为系统和样品的刚度； $z(t)=z_0e^{i(\omega t-\Phi)}$ 为荷载 $F(t)=F_0e^{i\omega t}$ 作用下产生的位移， z_0 和 F_0 分别为简谐荷载幅值和位移幅值， Φ 为位移滞后荷载的相位角， ω 为角频率。

基于CSM的动力学模型，由式(3)可以得到试样的接触刚度 S 如下^[16]：

$$S = \left[\frac{1}{(F_0/z_0)\cos\Phi - (K_s - M\omega^2)} - \frac{1}{K_f} \right]^{-1} \tag{4}$$

式中， K_f 为设备框架的刚度。

接触深度 h_c 可由下式计算得到^[17]：

$$h_c = h - 0.75 \frac{P}{S} \tag{5}$$

式中： h 为压入深度； P 为作用在压头的荷载。

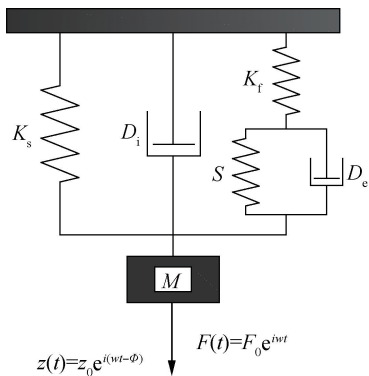


图2 连续刚度测试的动力学模型

Fig. 2 Schematic dynamic model of continuous stiffness measurement

对于理想的 Berkovich 压头，接触面积 A_c 可表达如下^[18]：

$$A_c = 24.56 h_c^2 \tag{6}$$

根据 Oliver-Pharr 原理^[18]，由式(7)和(8)计算可得到压痕模量 E_r 和压痕硬度 H 。对于各向同性的均质材料，弹性模量 E 可由式(9)计算得到^[18]：

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}}{2\beta} \frac{S}{\sqrt{A_c}} \tag{7}$$

$$H = \frac{P_{\max}}{A_c} \tag{8}$$

$$\frac{1}{E_r} = \frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i} \tag{9}$$

式中： β 为压头的校正系数； ν 为测试材料的泊松比，对于水泥基材料，可取为0.25； E_i 和 ν_i 分别为压头材料的弹性模量和泊松比，对于本研究采用的金刚石压头， $E_i=1\,141\text{ GPa}$ ， $\nu_i=0.07$ 。

采用 Nano Indenter G200(美国，Agilent)设备进行连续刚度测试，试验采用 Berkovich 压头，荷载量程0~10 N，分辨率为1 mN。CSM 试验的简谐波振幅和频率分别设置为2 nm和45 Hz，最大压入深度为30 μm ，当加载达到最大压入深度后保载10 s，然后卸载至10%最大荷载处保载100 s以修正热漂移。由于所有试验均在热漂移率小于0.05 nm/s时才开始测试，单个压痕点的测试时间小于1 500 s，即热漂移产生的压入深度误差不大于75 nm，且 CSM 试验的压入深度较大，因此本文不考虑热漂移的影响。应变率分别设为0.01 s^{-1} 、0.05 s^{-1} 、0.1 s^{-1} 和0.5 s^{-1} 4个水平，由于30 μm 的压入深度可以确保每个压痕点得到硬化水泥净浆的均匀性质^[19]，因此每个应变率水平选取6个压痕

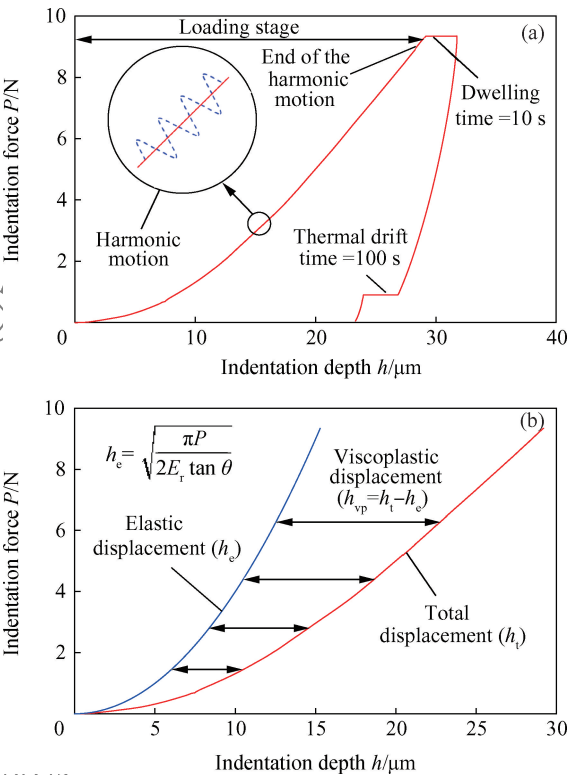


图3 连续刚度测试中的 P - h 曲线(a)和 P - h_{vp} 曲线(b)

Fig. 3 Measured P - h curve(a) and P - h_{vp} curve during continuous stiffness measurement (b)

点进行测试，并取其平均值进行分析讨论。测试过程中典型的荷载(P)和压入深度(h)曲线如图3(a)所示。由于 CSM 试验中加载阶段的压入深度包含了弹性压入深度(h_e)和黏塑性压入深度(h_{vp})，应变率仅对 h_{vp} 产生影响，因此需要将 h_e 从 h 扣除。对于线弹性均质材料， h_e 和 h_{vp} (图3(b))，计算公式^[20]如下：

$$h_e = \sqrt{\frac{\pi P}{2E_r \tan \theta}}, h_{vp} = h - h_e \tag{10}$$

式中， θ 为 Berkovich 压头的等效半锥角， $\theta=70.23^\circ$ 。

2 结果与讨论

2.1 应变率对 h_{vp} - t 曲线的影响

图4为 CSM 试验典型压痕点的背散射电镜图像。根据灰度值大小，可以将硬化水泥净浆的物相划分为孔隙相、水化产物相和未水化水泥颗粒相，三者的灰度值依次增大。对于最大压入深度为30 μm 的 CSM 试验，压痕区域的边长为170 μm 左右，大于硬化水泥净浆中夹杂的最大尺寸，且压痕区域包含了孔隙相、水化产物相和未水化水泥颗粒相，CSM 试验结果可反映硬化水泥净浆混合相均匀的力学性质。

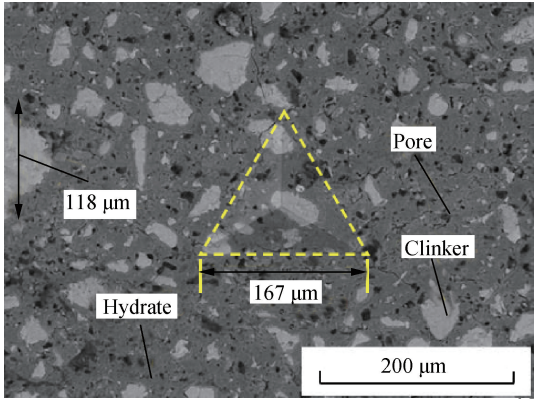


图 4 水灰比为 0.3 硬化水泥净浆典型的背散射电镜图像
Fig. 4 Typical back scattered electron images of indented zone in hardened cement paste with w/c ratio of 0.3

图 5 为 4 种应变率水平 (0.01 s^{-1} 、 0.05 s^{-1} 、 0.1 s^{-1} 和 0.5 s^{-1}) 下水灰比为 0.3 的硬化水泥净浆加载阶段 $h_{vp}-t$ 曲线。可知, 不同应变率下 $h_{vp}-t$ 曲线不同, 应变率越小, 则加载阶段结束时的 h_{vp} 越大, 其原因与应变率越小, 加载阶段的用时越长, 由硬化水泥净浆徐变产生的 h_{vp} 越大有关。

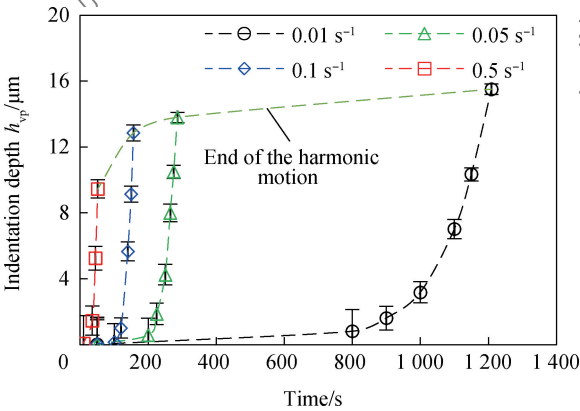


图 5 加载阶段水灰比为 0.3 硬化水泥净浆在不同应变率下的 $h_{vp}-t$ 曲线

Fig. 5 $h_{vp}-t$ curves under different strain rates during loading stage for hardened cement paste with w/c ratio of 0.3

2.2 应变率对 $h_{vp}-P$ 曲线的影响

水灰比和应变率均会影响硬化水泥净浆的 $h_{vp}-P$ 曲线。图 6 为不同应变率下 3 组硬化水泥净浆加载阶段的 $h_{vp}-P$ 曲线, 每组应变率对应的 $h_{vp}-P$ 曲线为 6 个压痕点测试结果的平均值。每 6 个压痕点压入荷载为 2 N、5 N 和 7 N 时所对应的 h_{vp} 的平均值和标准差如表 2 所示。由图 6 可知, h_{vp} 随着压入荷载的增大而增大, 且在相同的压入荷载下, 应变率越小, 则 h_{vp} 越大, 其原因与 h_{vp} 在低应变率情况

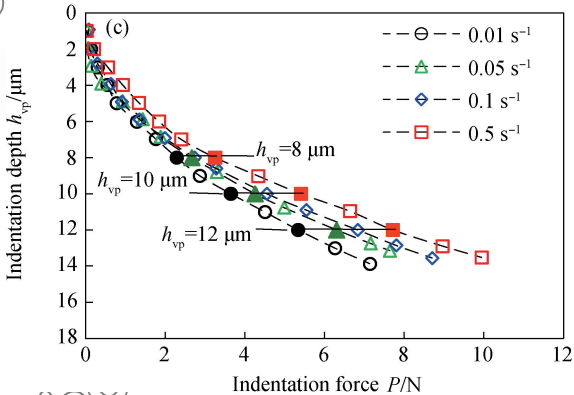
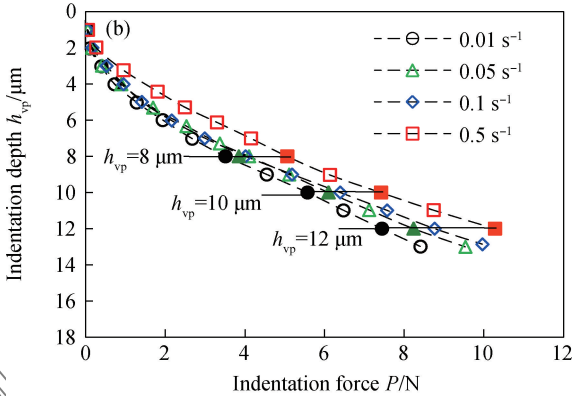
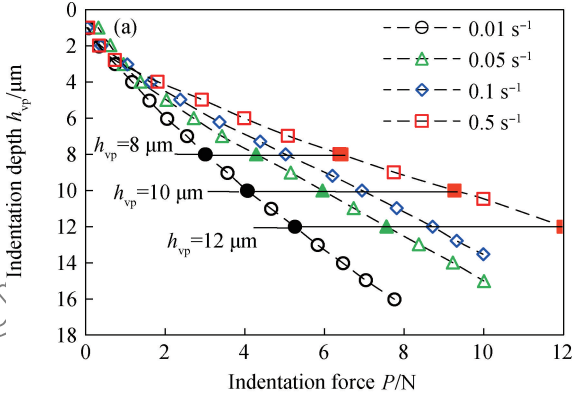


图 6 不同应变率下水灰比为 0.3 (a)、0.4 (b) 和 0.5 (c) 的硬化水泥净浆 $h_{vp}-P$ 曲线

Fig. 6 $h_{vp}-P$ curves of hardened cement pastes with w/c ratio of 0.3 (a), 0.4 (b) and 0.5 (c) under different strain rates

下发展更充分有关。该试验结果与土体固结试验中不同应变率下的 $\epsilon_{vp}-\sigma$ 曲线规律类似^[9-10]。

低水灰比硬化水泥净浆的应变率效应更加显著。由图 6 可以看到, 应变率对水灰比为 0.3 硬化水泥净浆的 $h_{vp}-P$ 曲线影响较大, 但对 0.4 和 0.5 水灰比硬化水泥净浆的影响较小。基于背散射电镜图像分析结果, 相比于 0.4 和 0.5 水灰比的硬化水泥净浆, 水灰比为 0.3 的硬化水泥净浆含有更多的未水化水泥颗粒相。未水化水泥颗粒相可能有助于

增强 h_{vp} - P 曲线的应变率效应, 未水化水泥颗粒相的含量越多, 水化产物相和未水化水泥颗粒相之间的应力重分布现象越显著, 因此应变率对低水灰比硬化水泥净浆 h_{vp} - P 曲线的影响越大。

2.3 不同应变率下 h_{vp} - P 曲线的归一化

如前所述, 不同应变率下硬化水泥净浆的 h_{vp} - P 曲线类似于土体的 ϵ_{vp} - σ 曲线, 因此, 可基于土体的 isotache 模型采用参考荷载(P_N)来对 h_{vp} - P 曲线进行归一化处理。类似于土体 isotache 模型中参考应力的定义^[9], 不同应变率下的 P_N 可以取为任意 h_{vp} 所对应的压入荷载, 即 P_N 的取值是不唯一的。为了验证土体 isotache 模型在硬化水泥净浆中的适用性, 本文采用 h_{vp} 分别等于 $8\text{ }\mu\text{m}$ 、 $10\text{ }\mu\text{m}$ 和 $12\text{ }\mu\text{m}$ 时所对应的参考荷载对应变率为 0.01 s^{-1} 、 0.05 s^{-1} 和 0.5 s^{-1} 的 h_{vp} - P 曲线进行归一化处理, 0.1 s^{-1} 应变率下的 h_{vp} - P 曲线将用于验证 isotache 模型预测硬化水泥净浆微观徐变行为的准确性。

不同 h_{vp} 所对应的 P_N 如图 6 中的实心标记所示。相应的归一化后的 h_{vp} - P/P_N 曲线如图 7 所示。可以看到, 尽管采用不同的参考荷载, 但不同应变

率下 h_{vp} - P 曲线可以归一化为同一条曲线。表 3 总结了 3 个试样的 $P_N/P_{N0.05}$ 值($P_{N0.05}$ 为 0.05 应变率下的参考荷载)。由图 7 可以看到, 虽然 P_N 随着选择的 h_{vp} 不同而不同, 但是 $P_N/P_{N0.05}$ 基本保持不变(表 3)。因此, 本文采用另一种等效的归一化方法: 将 0.05 应变率下的 h_{vp} - P 曲线视为参考曲线(注意其他应变率下的 h_{vp} - P 曲线也可作为参考曲线, 对归一化结果无影响), 其余应变率下的 h_{vp} - P 曲线将采用归一化因子 $P_N/P_{N0.05}$ 进行归一化处理。显然, 0.05 应变率下的 $P_N/P_{N0.05}$ 的值为 1.0 。其余应变率下的 $P_N/P_{N0.05}$ 可通过最小二乘法使 h_{vp} - P 曲线与 0.05 应变率下的 h_{vp} - P 曲线相吻合来确定。尽管上述方法没有采用固定的 P_N , 但与土体 isotache 模型的归一化方法是等效的。

图 8(a)为 3 组硬化水泥净浆归一化后的 h_{vp} - $P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线。可以看到, 不同应变率下的 h_{vp} - P 曲线可以采用 $P_N/P_{N0.05}$ 归一化为同一条曲线, 这表明 isotache 模型可用于表征水泥基材料与时间相关的变形。虽然归一化后的 h_{vp} - $P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线没有直接表征水泥基材料的徐变行为,

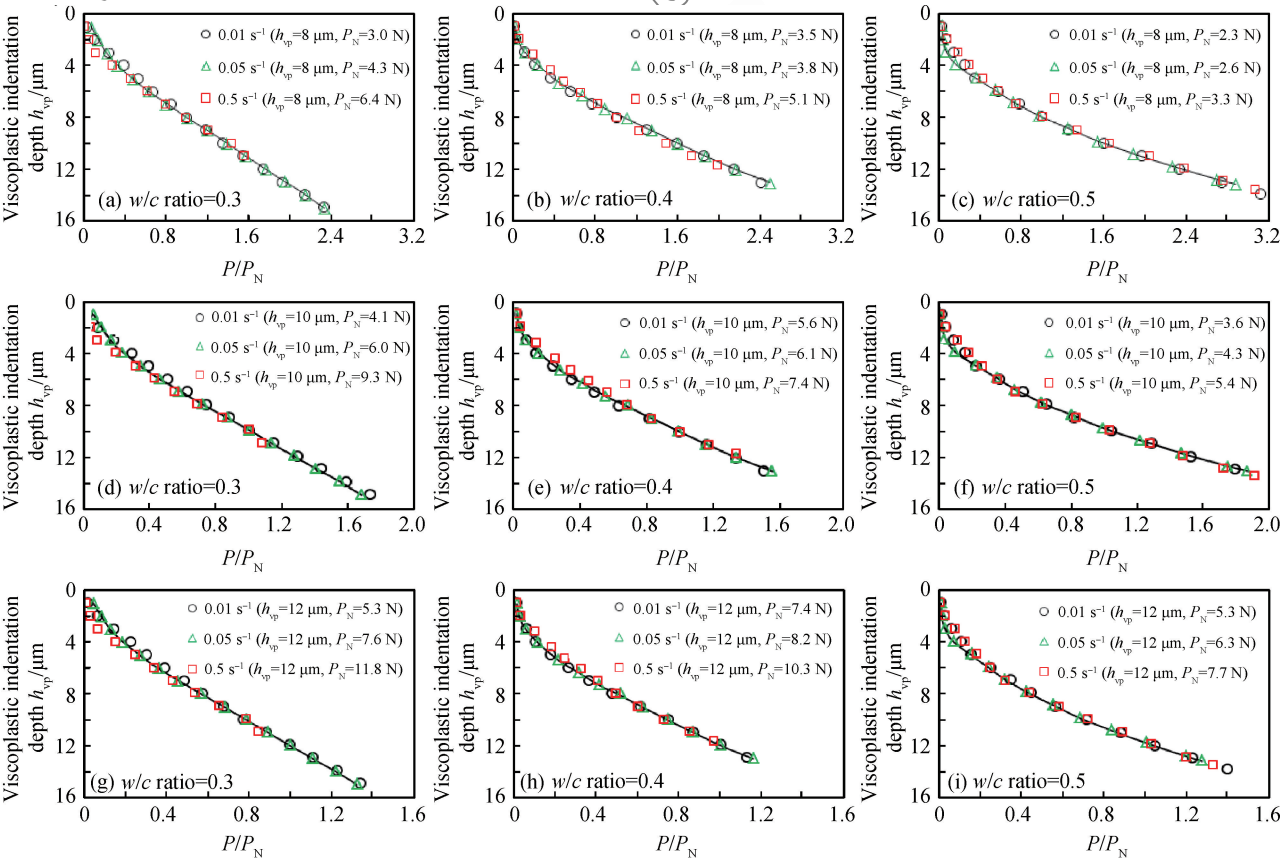


图 7 采用 $h_{vp}=8\text{ }\mu\text{m}$ 、 $10\text{ }\mu\text{m}$ 和 $12\text{ }\mu\text{m}$ 所对应的参考荷载归一化水灰比为 0.3 、 0.4 和 0.5 硬化水泥净浆的 h_{vp} - $P_N/P_{N0.05}$ 曲线

Fig. 7 Normalized h_{vp} - P_N/P_N curves using different reference forces at $h_{vp}=8\text{ }\mu\text{m}$, $10\text{ }\mu\text{m}$, and $12\text{ }\mu\text{m}$ for hardened cement pastes with w/c ratio of 0.3 , 0.4 and 0.5

表 2 每组应变率水平下水灰比为 0.3、0.4 和 0.5 的硬化水泥净浆在压入荷载为 2 N、5 N 和 7 N 时所对应的 6 个压痕点 h_{vp} 的平均值和标准差

Table 2 Average h_{vp} and the corresponding standard deviations of the 6 curves at the indentation forces of 2 N, 5 N and 7 N under each strain rate for hardened cement pastes with w/c ratio of 0.3, 0.4 and 0.5	
w/c ratio	$h_{vp}/\mu\text{m}$
	Strain rate/ s^{-1}
0.3	0.01
	0.05
	0.1
0.4	0.01
	0.05
	0.1
0.5	0.01
	0.05
	0.1

表 3 水灰比为 0.3、0.4 和 0.5 硬化水泥净浆的归一化因子 $P_N/P_{N0.05}$
(参考荷载 P_N 取为黏塑性压入深度为 8 μm 、10 μm 和 12 μm 时所对应的荷载)

Table 3 Normalization factors $P_N/P_{N0.05}$ (Reference forces were chosen at viscoplastic depths of 8 μm , 10 μm and 12 μm) for hardened cement pastes with w/c ratio of 0.3, 0.4 and 0.5	
w/c ratio	Normalization factor $P_N/P_{N0.05}$
	Strain rate/ s^{-1}
0.3	0.01
	0.05
	0.1
	0.5
	Average
	Std.
0.4	0.01
	0.05
	0.1
	0.5
	Average
	Std.
0.5	0.01
	0.05
	0.1
	0.5
	Average
	Std.

Note: Std. — Standard deviation.

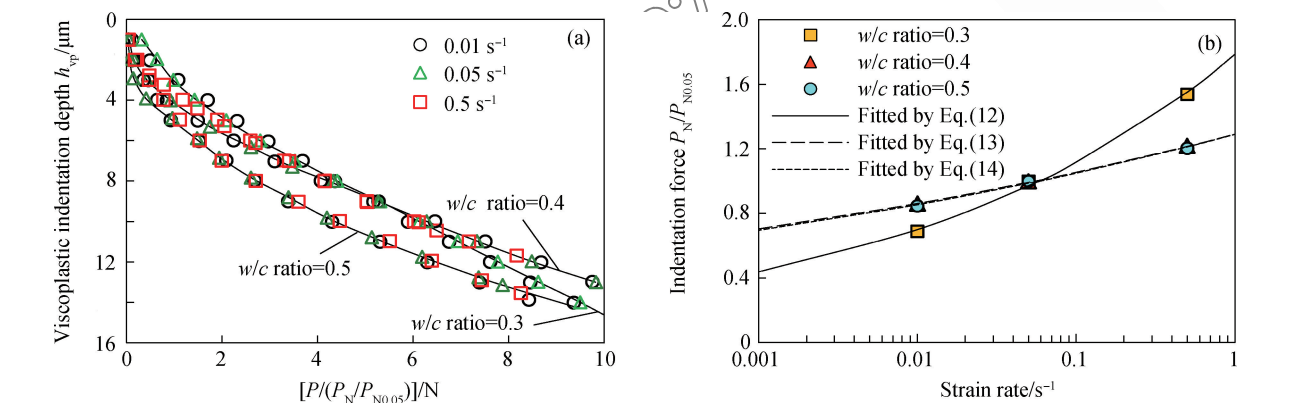


图 8 硬化水泥净浆归一化后的 $h_{vp}-P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线 (a) 和 $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线 (b)
Fig. 8 Normalized $h_{vp}-P/(P_N/P_{N0.05})$ curves (a) and $(P_N/P_{N0.05})-\dot{\epsilon}$ curve (b) for hardened cement pastes

但可间接反映材料的徐变行为。例如，在相同荷载作用下，0.5 水灰比硬化水泥净浆的 h_{vp} 要大于 0.4 水灰比硬化水泥净浆的 h_{vp} ，表明 0.5 水灰比的硬化水泥净浆的徐变更大。值得注意的是，0.3 水灰比硬化水泥净浆的 h_{vp} 大于其他两个试样，其原因与 0.3 水灰比的硬化水泥净浆的龄期较短有关。

图 8(b) 为 3 组硬化水泥净浆的 $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线。 $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线可反映应变率对 $h_{vp}-P$ 曲线的影响程度，由图 8(b) 可知，0.3 水灰比硬化水泥净浆的应变率效应最为显著，而其他两个试样的应变率效率几乎相同。3 组水灰比硬化水泥净浆的 $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线可以采用式 (12)~(14) 进行拟合，类似的函数关系也被用于土体黏塑性应变率和参考应力关系的表征^[10]。

$$\ln(P_N/P_{N0.05}) = 0.5802 + 0.2035\ln\dot{\epsilon} \tag{12}$$

$$\ln(P_N/P_{N0.05}) = 0.2552 + 0.0878\ln\dot{\epsilon} \tag{13}$$

$$\ln(P_N/P_{N0.05}) = 0.2550 + 0.0895\ln\dot{\epsilon} \tag{14}$$

2.4 基于 isotache 模型的硬化水泥净浆徐变行为预测

2.3 小节已经证实硬化水泥净浆的微观徐变行为可采用唯一的 $h_{vp}-P-\dot{\epsilon}$ 关系式来表征，且该关系可通过归一化后的 $h_{vp}-P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线和 $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线来描述，表明硬化水泥净浆的微观徐变行为可采用 isotache 模型来进行预测。

考虑到应变率对 0.3 水灰比硬化水泥净浆 $h_{vp}-P$ 曲线的影响最为显著，本节以 0.3 水灰比硬化水泥净浆为例来说明采用 isotache 模型预测不同应变率下的 $h_{vp}-P$ 曲线的方法。如图 9(a) 所示，任意应变率下的 $P_N/P_{N0.05}$ 可根据 $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ 曲线计算得到，此外，由于图 9(b) 中的 $h_{vp}-P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线已知，因此只要将 $h_{vp}-P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线的横坐标乘以归一化因子即可得到给定应变率下的 $h_{vp}-P$ 曲

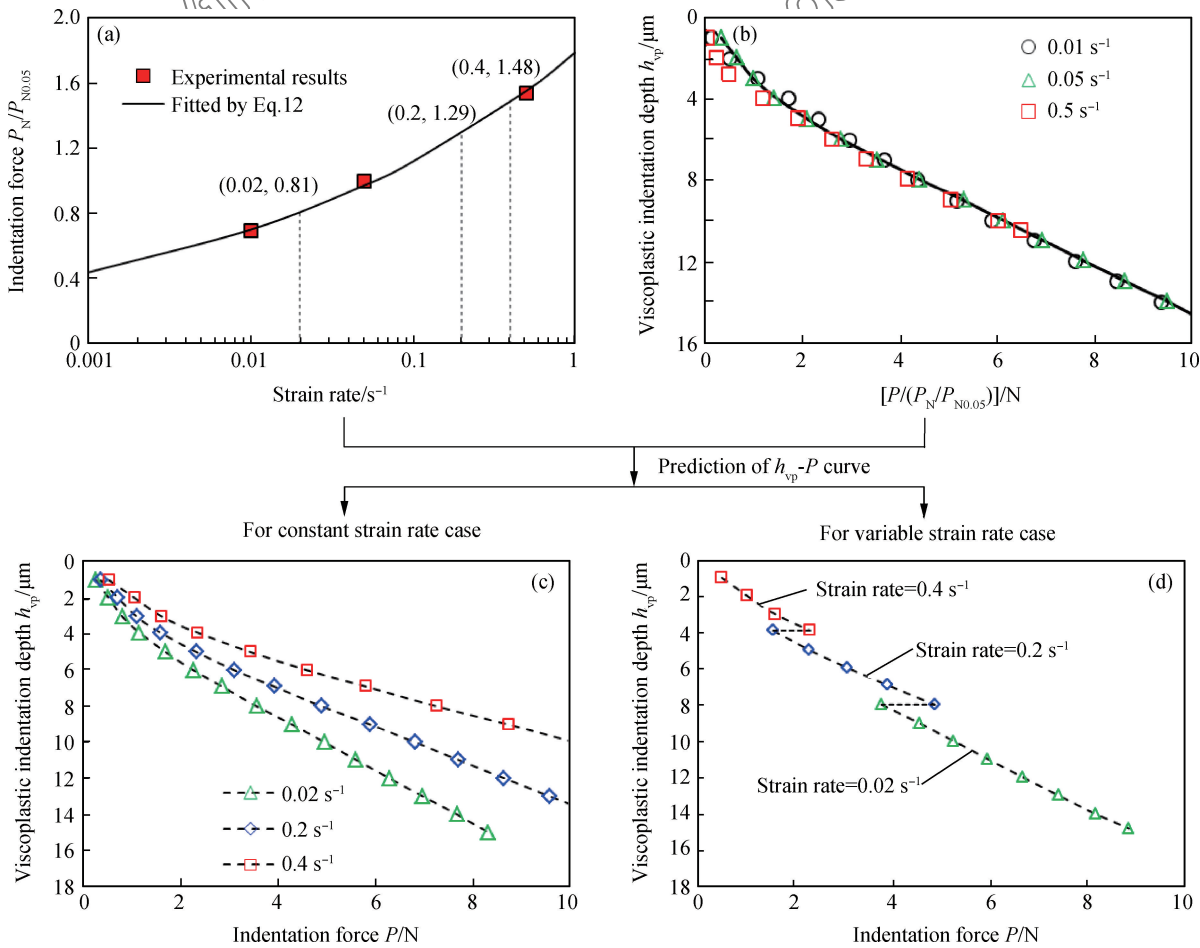


图 9 采用 isotache 模型预测水灰比为 0.3 硬化水泥净浆的 $h_{vp}-P$ 曲线示意图

Fig. 9 Prediction of $h_{vp}-P$ curves for cement paste with w/c ratio=0.3 using isotache model

((a) $P_N/P_{N0.05}-\dot{\epsilon}$ curve to determine the normalizing factor $P_N/P_{N0.05}$ for any given strain rate, (b) Normalized $h_{vp}-P/(P_N/P_{N0.05})$ curve to obtain the $h_{vp}-P$ curves under constant or variable strain rates, (c) Predicted $h_{vp}-P$ curves under constant strain rates of 0.02 s⁻¹, 0.2 s⁻¹, and 0.4 s⁻¹, and (d) Predicted $h_{vp}-P$ curves under variable strain rates)

线。例如, 常应变率为 0.02 s^{-1} 、 0.2 s^{-1} 和 0.4 s^{-1} 时的 h_{vp} - P 预测曲线如图 9(c) 所示, 非恒定应变率下 h_{vp} - P 预测曲线如图 9(d) 所示。

图 10 为应变率为 0.1 s^{-1} 时 h_{vp} - P 曲线实测和预测结果的比较。可以看到, 预测结果与实测结果吻合较好, 表明可以采用 isotache 模型来预测硬化水泥净浆不同应变率下加载阶段的 h_{vp} - P 曲线。

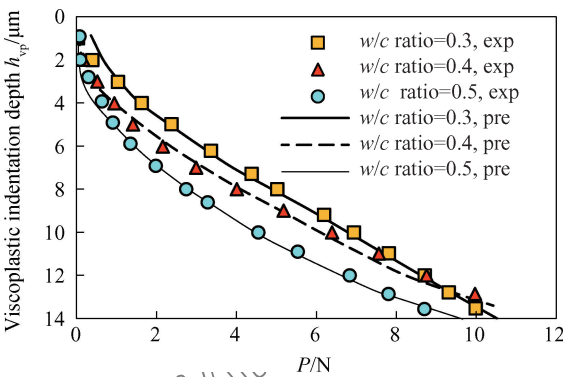


图 10 应变率为 0.1 s^{-1} 时硬化水泥净浆 h_{vp} - P 曲线实测和预测结果比较

Fig. 10 Comparison of measured and predicted h_{vp} - P curves of hardened cement pastes under the strain rate of 0.1 s^{-1}

然而, 需注意的是本研究仅得到硬化水泥净浆的 h_{vp} - P - $\dot{\epsilon}$ 关系式而非 ϵ_{vp} - σ - $\dot{\epsilon}$ 关系式, 这是由于试验研究采用 Berkovich 压头, Berkovich 压头的自相似性使压头下方的应力基本保持不变。为了得到硬化水泥净浆微观尺度上的 ϵ_{vp} - σ - $\dot{\epsilon}$ 关系式, 可采用平压头进行测试以确保压头下方的应力随着荷载的增大而增大, 但是这不在本研究的讨论范围内。

3 结 论

- (1) 硬化水泥净浆的微观徐变行为受到应变率效应的影响, 采用连续刚度测试方法可以量化加载应变率对硬化水泥净浆微观徐变行为的影响程度。
- (2) 在 $0.01\sim0.5\text{ s}^{-1}$ 应变率范围内, 微观尺度上的硬化水泥净浆存在唯一的 h_{vp} - P - $\dot{\epsilon}$ 关系, 与土体 isotache 模型的 ϵ_{vp} - σ - $\dot{\epsilon}$ 关系类似, 且该关系可由归一化后的 h_{vp} - $P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线和 $P_N/P_{N0.05}$ - $\dot{\epsilon}$ 曲线来描述。
- (3) 采用 h_{vp} - $P/(P_N/P_{N0.05})$ 曲线和 $P_N/P_{N0.05}$ - $\dot{\epsilon}$ 曲线可预测硬化水泥净浆不同应变率下加载阶段的 h_{vp} - P 曲线, 预测结果与实测结果基本吻合, 表明可以采用土体的 isotache 模型来表征硬化水泥净浆微观尺度上的徐变行为。

参考文献:

[1] BAŽANT Z P. Prediction of concrete creep and shrinkage: Past, present and future [J]. Nuclear Engineering and Design, 2001, 203(1): 27-38.

[2] CONSTANTINIDES G, ULM F J. The effect of two types of CSH on the elasticity of cement-based materials: Results from nanoindentation and micromechanical modeling [J]. Cement and Concrete Research, 2004, 34(1): 67-80.

[3] WEI Y, GAO X, LIANG S. Nanoindentation-based study of the micro-mechanical properties, structure, and hydration degree of slag-blended cementitious materials [J]. Journal of Materials Science, 2016, 51(7): 3349-3361.

[4] VANDAMME M, ULM F J. Nanoindentation investigation of creep properties of calcium silicate hydrates [J]. Cement and Concrete Research, 2013, 52(10): 38-52.

[5] ZHANG Q, LEROY R, VANDAMME M, et al. Long-term creep properties of cementitious materials: Comparing micro-indentation testing with macroscopic uniaxial compressive testing [J]. Cement and Concrete Research, 2014, 58(58): 89-98.

[6] POURBEIK P, BEAUDOIN J J, ALIZADEH R, et al. Creep of 45 year old cement paste: The role of structural water [J]. Materials and Structures, 2016, 49(3): 739-750.

[7] VANDAMME M. A few analogies between the creep of cement and other materials [C]//10th International Conference on Mechanics and Physics of Creep, Shrinkage, and Durability of Concrete and Concrete Structures, 2015: 78-83.

[8] SUKLJE L. The analysis of the consolidation process by the isotache method [C]//Proceedings of the 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, 1957, 1: 200-206.

[9] LEROUEIL S, KABBAJ M, TAVENAS F, et al. Stress-strain-strain rate relation for the compressibility of sensitive natural clays [J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1985, 35(2): 159-180.

[10] WATABE Y, UDAKA K, MORIKAWA Y. Strain rate effect on long-term consolidation of Osaka bay clay [J]. Soils and Foundations, 2008, 48(4): 495-509.

[11] KOLSKY H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading [J]. Proceedings of the Physical Society B, 1949, 62(11): 676-700.

[12] HARSH S, SHEN Z, DARWIN D. Strain-rate sensitive behavior of cement paste and mortar in compression [J]. ACI

- Materials Journal, 1990, 87(5): 508-516.
- [13] PAN H H, WENG G J. Study on strain-rate sensitivity of cementitious composites[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2010, 136(9): 1076-1082.
- [14] ACKER P, LAU M Y, COLLET F. Comportement différé du béton; Validation expérimentale de la méthode du temps équivalent[J]. Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 1989(163): 31-39.
- [15] LI X, BHUSHAN B. A review of nanoindentation continuous stiffness measurement technique and its applications[J]. Materials Characterization, 2002, 48(1): 11-36.
- [16] HAY J, AGEE P, HERBERT E. Continuous stiffness measurement during instrumented indentation testing[J]. Experimental Techniques, 2010, 34(3): 86-94.
- [17] SNEDDON I N. The relation between load and penetration in the axisymmetric boussinesq problem for a punch of arbitrary profile[J]. International Journal of Engineering Science, 1965, 3(1): 47-57.
- [18] OLIVER W C, PHARR G M. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments[J]. Journal of Materials Research, 1992, 7(6): 1564-1583.
- [19] WEI Y, LIANG S, GAO X. Indentation creep of cementitious materials: Experimental investigation from nano to micro length scales[J]. Construction and Building Materials, 2017, 143(2017): 222-233.
- [20] SU C, HERBERT E G, SOHN S, et al. Measurement of power-law creep parameters by instrumented indentation methods[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2013, 61(2): 517-536.