水　利　学　报

2017年2月　　SHUILI　XUEBAO　　第48卷　第2期

文章编号:0559-9350(2017)02-0210-07

基于温度-应力试验的自生体积变形计算起点的研究

祝小靓[1,2,3]，丁建彤[2,3]，蔡跃波[2,3]，白　银[2,3]

（1. 江西省水利科学研究院 水工安全工程技术研究中心，江西 南昌　330029；
2. 南京水利科学研究院 材料结构研究所，江苏 南京　210029；3. 水利部水工新材料工程技术研究中心，江苏 南京　210029）

摘要：针对标准试验方法在混凝土自生体积变形计算起点方面尚存在的问题，本文以微膨胀抗冲磨混凝土为研究对象，对ASTM C1074活化能测试方法进行改进，获得更为准确的胶凝材料水化反应活化能，并基于活化能计算得到实际温度条件下试件的等效龄期；利用温度-应力试验的特点，以第一零应力对应的等效龄期作为自生体积变形的有效计算起点，在日本混凝土学会提出的混凝土自生体积变形模型基础上，以自生体积变形最大膨胀值作为分界点分段模拟分界点前后的变形，建立以温度-应力试验第一零应力时间为计算起点的自生体积变形模型，为准确建立抗裂机理模型提供参考依据。

关键词：自生体积变形；计算起点；温度-应力试验；等效龄期；抗冲磨混凝土

中图分类号：TU528.55　　**文献标识码**：A　　**doi**：10.13243/j.cnki.slxb.20160436

1　研究背景

在混凝土自生体积变形的测定和计算中，基准值的选取直接影响变形的绝对值。试验中如果基准值选定的时间过早，混凝土在晶体构架未形成前处于塑性阶段，水化收缩并不产生应力，而且量测仪器刚度相对过大，测定的自生体积变形波动较大，试验数据的代表性就较差；如果基准值选定的时间过晚，则会丢失一部分变形值，造成测定值偏小，不能代表混凝土的真实自生体积变形[1]。《水工混凝土试验规程》规定：除特殊要求外，一般以成型24 h应变计的测值作为基准点，这是值得商榷的。国内外早期应用的水工混凝土强度较低，初凝时间较晚，因此水工混凝土试验规程规定自生体积变形测试起点为24 h。但随着强度的提高，尤其是对于水工抗冲磨混凝土，如果还套用规程提出的起始时间点，将会漏测一部分自生体积变形值，这样在做应力场的计算时就会缺乏准确性。朱建强等[2]指出，养护1 d才测量初长忽略了大部分的早期自收缩，建议在初凝后10 min开始测量初长。也有学者指出，在浇筑后6～8 h混凝土的自收缩发展较快，以6 h作为初长进行自生体积变形测量[3]。日本混凝土学会则以混凝土初凝时间为其起点[4]。能够对结构性能产生影响的自生体积变形应该是晶体框架已经形成，结构内部应力开始发展后测得的自生体积变形。在研究混凝土早期抗裂机理时，通常采用试验结合有限元计算的方法，而有限元计算需要对混凝土力学和变形性能建立随时间变化的发展模型。自生体积变形经时发展模型的起点选择，对于早期混凝土结构应力发展以及开裂发展的预测都是至关重要的[5]。研究表明[6]，不同类型和强度等级的混凝土，用于表征其发展规律的模型是不同的，如果模型或者模型参数选用不当，将直接对应力计算结果产生影响。

本文在ASTM C1074[7]标准的基础上，通过改进活化能测试方法，实测胶凝材料水化反应活化能，并在日本混凝土学会提出的混凝土自生体积变形模型基础上，提出以第一零应力时间（温度-应

收稿日期：2016-04-26

基金项目：中央级公益性科研院所基本科研业务费用专项项目（Y415014）；江西省水利厅科技项目（KT201414）

作者简介：祝小靓（1987-），男，浙江衢州人，博士，主要从事水工结构、混凝土耐久性等研究。E-mail：495480427@qq.com

力试验中压应力开始发展的时间)为计算起点的自生体积变形模型。

2 试验原材料及配合比

试验采用海螺P·O 42.5水泥，物理力学性能见表1；南京热电厂II级粉煤灰，物理力学性能见表2；埃肯公司920U型半加密硅粉。细骨料为江砂，细度模数2.6，粗骨料为粒径5～20 mm和20～40 mm的南京玄武岩碎石。外加剂使用南京瑞迪高新技术公司提供的HLC-IX型聚羧酸高性能缓凝减水剂。

表1 水泥物理力学性能

水泥品种	密度/(g/cm³)	细度/%	标准稠度用水量/%	初凝/min	终凝/min	抗压强度/MPa		抗折强度/MPa	
						3d	28d	3d	28d
P.O.42.5	3.01	6.4	27.2	179	234	27.0	47.9	6.0	9.0
GB175-2007		≤30		≥45	≤600	≥17.0	≥42.5	≥3.5	≥6.5

表2 粉煤灰物理性能指标

品种	密度/(g/cm³)	细度45μm筛/%	需水量比/%	含水率/%	比表面积/(m²/kg)	28d活性指数/%
粉煤灰	1.86	16.6	104	0.2	219	81
GB/T 1596-2005		≤25.0	≤105	≤1.0		≥70

混凝土配合比如表3所示。EA、WS、ZE分别为氧化钙-硫铝酸钙复合类、氧化钙-硫铝酸钙复合类、硫铝酸钙类膨胀剂。

表3 混凝土试验配合比 （单位：kg/m³）

编号	水胶比	粉煤灰/%	膨胀剂/%	硅粉/%	砂率/%	胶材总量	水泥	水	砂	小石	中石	减水剂/%
FAS	0.355	20		5	39	436	327	155	689	531	531	0.23
FA	0.320	20			39	485	388	155	673	519	519	0.23
EA	0.330	20	6.5	5	39	470	322	155	676	521	521	0.20
WS	0.330	20	6.5	5	39	470	322	155	676	521	521	0.20
ZE	0.330	20	6.5	5	39	470	322	155	676	521	521	0.23
EA10	0.310	16.5	10	5	39	483	331	150	679	523	523	0.26

3 活化能测试

当某一种混凝土的组成成分和生产工艺已确定，其强度增长主要由时间与温度所确定，因此英国学者Saul将混凝土硬化过程中不同温度阶段的平均温度与时间的乘积的总和称为混凝土从浇筑到计算时刻的成熟度[8]。表达式如式(1)：

$$M(t)=\sum(T-T_0)\Delta t \tag{1}$$

式中：$M(t)$为混凝土开始硬化后t时刻混凝土成熟度，℃·d或℃·h；T为Δt在时间内混凝土养护的平均温度，℃；T_0为混凝土硬化的起始温度，℃；Δt为养护时间，d或h。

后来，Saul又提出著名的绍尔准则：相同配合比混凝土，只要成熟度相同，混凝土强度就大致相同，该准则被国内学者称为度时积准则。

1954年Rastrup[9]提出了等效龄期的概念(成熟度的另一种表示方式)。Wastlund[10]指出在温度较大范围时不同温度-时间历程对混凝土力学性能的影响计算中，Rastrup方程的准确性差于Nurse-Saul方程。1960年Copeland等[11]指出水泥和水的反应是放热反应，可用化学反应中的Arrhenius方程描述温度对水泥化学反应速率的影响。1977年Freiesleben等[12]提出了基于Arrhenius方程的成熟度函数，从而建立了成熟度模型，见式(2)：

$$t_e = \sum_{i=1}^{n} \Delta t_i \exp[\frac{E_a}{R}(\frac{1}{273+T_r} - \frac{1}{273+T})] \quad (2)$$

式中：t_e为等效龄期，h；Δt_i为温度为T的龄期，h；E_a为混凝土活化能，通常当$T \geqslant 20$℃时为33.5 kJ/mol，当$T<20$℃时为33.5+1.47(20−T)kJ/mol；T_r为参考温度，一般取20℃；T为混凝土温度，℃；R为气体常数，一般取8.314J/mol。

该模型即为在国外较为普遍采用的成熟度模型。运用成熟度方法，可以采用等效龄期的方式将不同养护温度条件下的混凝土水化过程转化为恒定的参考温度下的混凝土水化过程，从而可以比较不同温度历程下混凝土的水化反应状态和热力学特性。

本文在ASTM C1074-04标准基础上，利用Arrehnius定律中的活化能概念，在4个恒定温度条件下(20℃、30℃、40℃、60℃)，以砂浆抗压强度为指标，为了能够尽可能的模拟抗冲磨混凝土内部的绝湿环境，成型后的试件均用保鲜膜密封。针对早龄期混凝土性能快速发展的特点，加密了前期测点，对于养护温度较高的试件，同一天内甚至测试了3个不同时段的强度。活化能测试结果如表4所示，t_0为不同温度对应的初凝时间，T_0为强度发展(硬化)所需最低温度。

表4　活化能测试结果

配合比		EA	ZE	WS	FAS	FA	EA10
活化能/(kJ/mol)		41.76	43.99	39.17	44.48	38.53	41.94
t_0/d	20℃	0.255	0.238	0.255	0.311	0.361	0.297
	30℃	0.244	0.230	0.191	0.288	0.315	0.255
	40℃	0.207	0.183	0.171	0.204	0.218	0.226
	60℃	0.147	0.177	0.157	0.175	0.165	0.154
T_0/℃		2.1	4.8	1.9	4.7	4.7	5.3

ASTM C1074只对I型硅酸盐水泥混凝土活化能进行了推荐，为40～45 kJ/mol。Carino等[13]测试了不同类型水泥以及掺合料的活化能：对于Ⅲ型硅酸盐水泥混凝土，其活化能为40.1 kJ/mol；而掺入20％粉煤灰的I型硅酸盐水泥混凝土，其活化能为33.1 kJ/mol，比不掺粉煤灰的61.1 kJ/mol小了将近一倍；掺入50％矿渣的硅酸盐水泥混凝土，活化能降低了30％。因此粉煤灰和矿物掺合料均会降低混凝土的活化能。从测试结果可以看出，其中单掺粉煤灰的FA活化能最低，而FAS的活化能最大，微膨胀混凝土的活化能介于两者之间，说明硅粉和膨胀剂均会提高混凝土的活化能。

4　自生体积变形经时发展模型和膨胀性能

混凝土的自生体积变形对坝体应力分布有明显的影响，如果自生体积变形是膨胀型，则在约束条件下，将产生预压应力，在混凝土降温收缩时，可直接抵消部分收缩变形，反之则与收缩变形迭加产生拉应力。因此，准确的测试混凝土自生体积变形，建立自生体积变形模型，对于评价混凝土的抗裂性和计算结构混凝土内部应力至关重要。

目前还没有针对微膨胀抗冲磨混凝土自生体积变形的发展模型，因此，在日本混凝土学会提出的混凝土自生收缩变形模型基础上，以自生体积变形最大膨胀值作为分界点分段模拟分界点前后的变形；按照浇筑后混凝土的塑性变形不产生约束应力的考虑，提出以第一零应力时间为计算起点的自生体积变形模型。

考虑到内埋差动式应变计早期不能与混凝土同步变形，因此试件浇筑后在其顶部埋设玻璃片，通过将LVDT(位移传感器)测头顶在玻璃片上的方法，获得浇筑后整个硬化过程的自生体积变形发展。

以早期实际温度下约束应力试验获得的第一零应力点作为起点，考虑到温度-应力试验在应力产生初期数据采集方面存在的跳点(从0 MPa到0.01 MPa反复切换)，难以确定准确的时间点，因此以压应力为0.02 MPa作为第一零应力点。通过成熟度模型计算得到不同配合比混凝土的第一零应力等效时间见表5。

分别以24 h和第一零应力时间作为计算起点的混凝土自生体积变形测试结果如图1和图2所示。结果表明，在膨胀达到最大值后，不同类型微膨胀混凝土均出现了大小不同的倒缩现象，主要原因是膨胀剂前期消耗了大量的水分，尤其是硫铝酸钙型微膨胀混凝土，而试件内部继续水化导致自干燥作用引起的宏观体积收缩加强，由此产生的自生体积收缩超过了膨胀值，引起后期倒缩现象。文献[14]测试了C70自密实氧化钙、硫铝酸钙及复合型混凝土的自生体积变形，发现在1～2 d即出现了膨胀倒缩现象。游宝坤等[15]认为硫铝酸钙型混凝土后期不会出现体积倒缩。事实上，微膨胀混凝土在处于绝湿的环境中，同样无法避免体积减缩，而且其减缩值与普通混凝土相当甚至更大。

从图1可以看出，以24 h为测试起点，测得的EA混凝土在早期膨胀变形速率比WS、ZE混凝土大，8 d后趋于稳定。非膨胀混凝土FA与FAS的最终自生体积收缩值相当，主要原因是混凝土按照等强度原则设计，FA的单方水泥用量比FAS多了61 kg，水胶比比FAS混凝土低，而硅粉在替代部分水泥后能够加速水化进程，使水泥石毛细孔隙变细，混凝土内部自干燥作用加强[16]，二者在自生体积收缩方面此消彼长，使得自生体积收缩变形相差不多。掺有10 %EA的混凝土，其膨胀量远远大于掺6.5 %膨胀剂的混凝土。

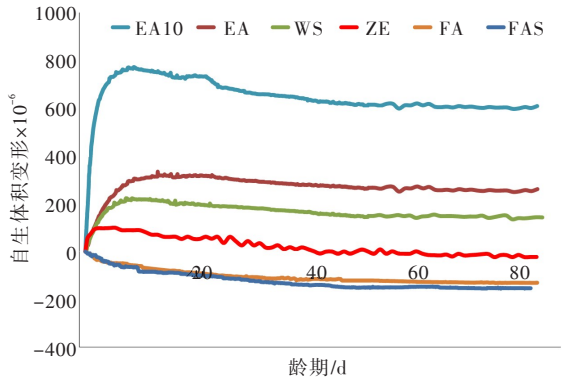

图1　24h为起点的自生体积变形

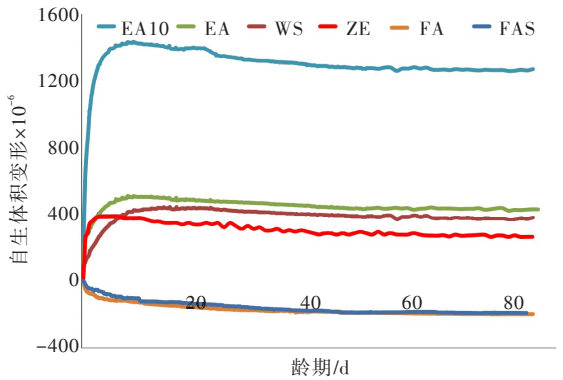

图2　第一零应力为起点的自生体积变形

从图2可以看出，以第一零应力为起点的WS和ZE自生体积变形在1d龄期时即产生较大膨胀变形，主要原因是ZE为硫铝酸钙类微膨胀混凝土，WS和EA虽然均为氧化钙–硫铝酸钙复合类微膨胀混凝土，但WS中的硫铝酸钙成分比EA高，在水分充足时，膨胀变形比EA强。由于抗冲磨混凝土的水胶比较低，后期不足以提供足够的水分给硫铝酸钙类膨胀剂，而氧化钙–硫铝酸钙复合类膨胀剂的膨胀变形对水的需求较小。因此，在相同掺量下，ZE早期膨胀变形比EA大，后期比EA小，而且ZE的膨胀回落速率比EA要大。以第一零应力为起点的最终膨胀值排序为EA10 > WS > EA > ZE。

氧化钙–硫铝酸钙复合类微膨胀混凝土WS早期膨胀变形最大，7.8 d达到最大值511×10^{-6}，到77 d膨胀值为431×10^{-6}，减少了80×10^{-6}，而在该时段内，FA和FAS自生体积收缩分别增大79×10^{-6}和90×10^{-6}，WS在7.8 d后对收缩还有一定补偿。

氧化钙–硫铝酸钙复合类微膨胀混凝土EA最大膨胀发生在14.9 d，为445×10^{-6}，到77 d膨胀值为374×10^{-6}，减少了71×10^{-6}，而在该时段内，FA和FAS自生体积收缩均增大51×10^{-6}和66×10^{-6}，EA在最大膨胀变形之后对自生体积变形不再有补偿，但要注意的是，EA比WS的最大膨胀值出现的时间推迟了7 d，这对于混凝土在降温时刻具有很好的补偿作用。

硫铝酸钙类微膨胀混凝土ZE最大膨胀发生在6.0 d，为389×10^{-6}，到77 d膨胀值为267×10^{-6}，减少了122×10^{-6}，而在该时段内，FA和FAS自生体积收缩分别增大82×10^{-6}和88×10^{-6}，ZE在最大膨胀值之后的膨胀倒缩值比同时段的FA和FAS都大。

未掺膨胀剂的FAS和FA混凝土早期的自收缩发展迅速，7 d自收缩分别为101×10^{-6}和115×10^{-6}，分别为77 d的53 %和58 %，7 d的龄期对于本文实际温度历程下只要29 h和33 h就能达到相同的成熟度，即在实际温度历程下，大部分自收缩变形在浇筑后的前几天内完成，这对于早期混凝土的抗裂性是极为不利的。

采用不同测试起点对自生体积变形结果影响较大，WS、EA、ZE、EA10以第一零应力为基准的膨胀自生体积变形比24h为基准的结果分别大287×10^{-6}、145×10^{-6}、281×10^{-6}、846×10^{-6}，不同的基准值对结果影响很大，而且自生体积变形的大小排序也发生了变化，这对于结构的抗裂性计算来说是一个不能忽视的问题；而FA、FAS以第一零应力时间为起点的自生体积收缩变形比24h为起点的结果收缩值大66×10^{-6}和37×10^{-6}。因此，对于前24h自生体积变形占比较大的抗冲磨混凝土来说，漏测的变形对于抗裂计算结果影响很大，因此，以第一零应力时间作为微膨胀抗冲磨混凝土自生体积变形的计算起点，建立得到的自生体积变形模型用于抗裂机理的研究将更符合实际。

目前对混凝土自生体积变形的发展模型多基于经验公式，而且没有针对掺硫铝酸钙和氧化钙类膨胀剂的混凝土这种早期迅速膨胀、后期稍有膨胀回落的模型。

祝昌暾等[17]以掺硅粉的大流动性高强混凝土为研究对象，对MC90自生体积收缩变形进行了修正，提出如下计算模型：

$$\varepsilon_{as}=\varepsilon_{as0}\left[\frac{t-t_0}{\beta_{as}+(t-t_0)}\right]^a \tag{3}$$

式中：ε_{as}为自生体积收缩变形，$\times10^{-6}$；ε_{as0}为最终自生体积收缩变形，$\times10^{-6}$；β_{as}为影响收缩进展的系数；t为混凝土龄期，d；t_0为初凝时间，d；a为常数。

该模型对于胶凝材料用量较大、收缩较大的硅粉混凝土较为适用，比如收缩变形达到400×10^{-6}以上的高强硅粉混凝土。

日本混凝土学会根据大量自生体积变形试验，提出了预测混凝土自生收缩变形模型[4]如式(4)：

$$\varepsilon_c(t)=\gamma\times\varepsilon_c(\infty)\times\beta(t) \tag{4}$$

式中：r为根据水泥品种变化的系数，普通硅酸盐水泥取1.0，早强硅酸盐水泥取1.2，低热硅酸盐水泥取0.4，矿渣水泥取1.3；$\varepsilon_c(\infty)$为自生收缩变形最大值，$\times10^{-6}$；$\varepsilon_c(\infty)=3070\times\exp(-7.2\times(W/B))$，其中$W/C$为水胶比，$\times10^{-6}$；$\beta(t)$为自生收缩经时变化过程参数，$\beta(t)=1-\exp(-a(t-t_0)^b)$；$a$，$b$为参数，当$W/B$=0.55时，$a$=0.09，$b$=1.0；其他水胶比：$a=3.72\times\exp(-6.83\times(W/B))$，$b=0.251\times\exp(-2.49\times(W/B))$；$t$为龄期，d；$t_0$为初凝时间，d。

该模型适用于强度介于55～70 MPa之间的混凝土，对于低水胶比、掺有硅粉的高强混凝土较为适合，但通常情况下，自生体积变形不可能测试得到极限时刻的自生收缩变形最大值。

Yoo等在式(4)的基础上提出了适用于以硫铝酸钙型膨胀剂作为膨胀源的混凝土：

$$\varepsilon_c(t)=\gamma\varepsilon_c(\infty)\beta(t)+\frac{l}{n\cdot t}\exp\left[\frac{[-\ln(\frac{t}{m})]^2}{n}\right] \tag{5}$$

该模型是针对膨胀量小，后期膨胀值回落至收缩状态的混凝土，且该式第二项物理意义不明确，计算过程复杂。

杨光华等[18]提出了复合MgO微膨胀混凝土自生体积变形双曲线模型，用于表述MgO混凝土自生体积变形特性：

$$\varepsilon=\frac{t}{a+bt} \tag{6}$$

式中：ε为MgO混凝土自生体积膨胀变形，$\times10^{-6}$；t为龄期，d；a、b为参数。

该模型只适用于以MgO为膨胀源的膨胀稳定增长的混凝土。

通过以上4种自生体积变形模型对本文自生体积变形的实测结果进行拟合，发现日本混凝土学会提出的模型在自生体积变形膨胀阶段与本文结果吻合程度较高，因此，在式(4)的基础上，提出了以最大膨胀值为分界点，分段模拟分界点前后的变形。最大膨胀值之前，采用式(7)表示：

$$\varepsilon_c(t)=a\cdot\varepsilon_c(28)\left(1-\exp\left[-b\left(t-t_0\right)^c\right]\right) \tag{7}$$

式中：a为最终自生体积变形放大系数；$\varepsilon_c(28)$为28d自生体积变形，$\times10^{-6}$；t_0为第一零应力时间，

d；b、c为拟合参数。

微膨胀混凝土在后期会出现倒缩现象，因此在后期采用式(8)表示：

$$\varepsilon_c(t)=\varepsilon_c(\max)-a\varepsilon_c(28)\left(1-\exp\left[-b\left(t-t_{\max}\right)^c\right]\right) \tag{8}$$

式中：$\varepsilon_c(\max)$为膨胀最大值，$\times10^{-6}$；a为膨胀回落系数；$t_{\max}$为最大膨胀出现时间，d。

从图3和表5可以看出，以第一零应力为计算起点建立的自生体积变形模型与实测自生体积变形

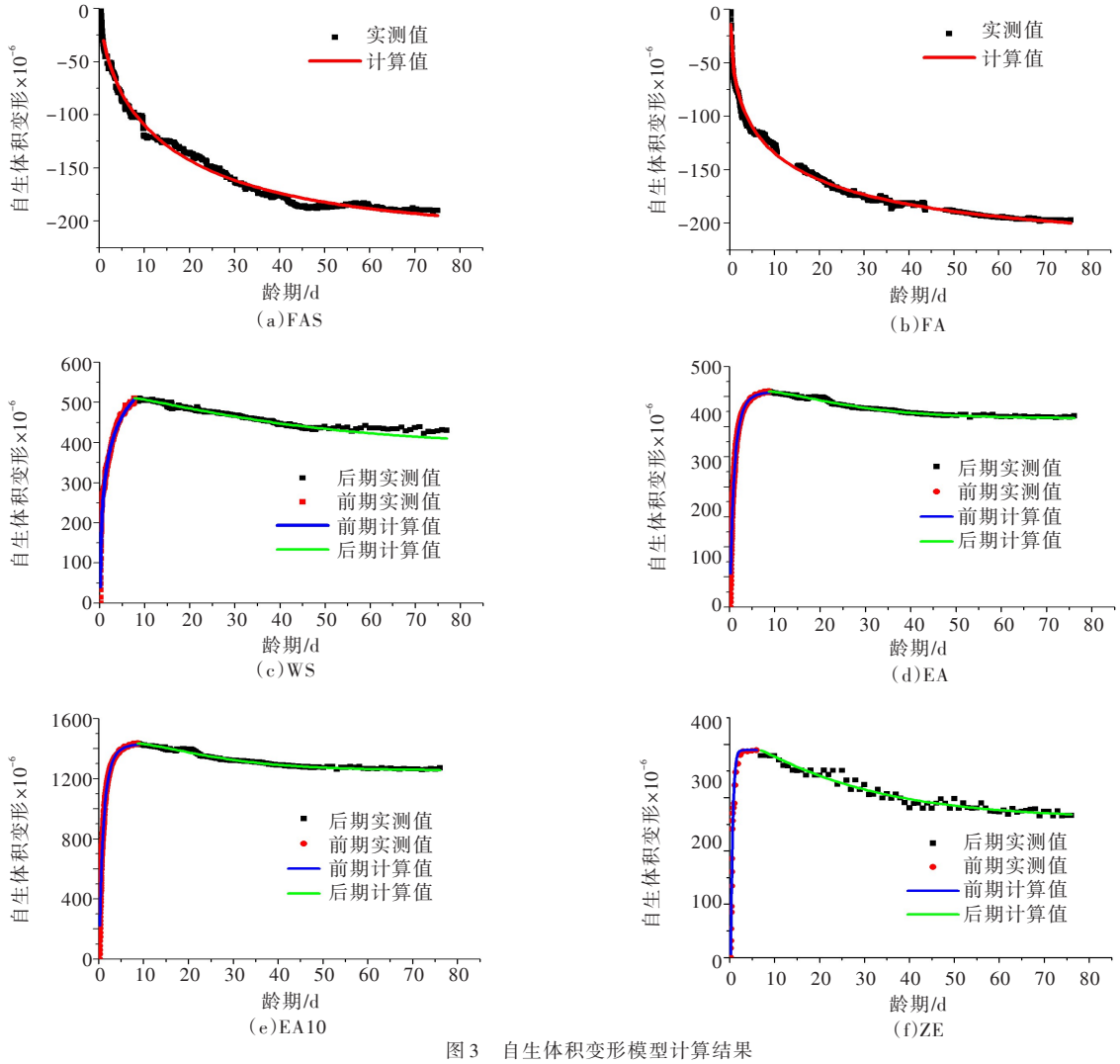

图3　自生体积变形模型计算结果

表5　自生体积变形拟合结果

	$\varepsilon_c(\max)\times10^{-6}$	a	$\varepsilon_c(28)\times10^{-6}$	b	t_0/d	c	相关性系数R^2
FAS		1.368	−155	0.182	0.218	0.608	0.987
FA		1.285	−174	0.338	0.186	0.436	0.992
WS最大值之前		1.377	472	0.643	0.218	0.427	0.989
WS最大值之后	511	0.260	472	0.013	7.755	1.154	0.982
EA最大值之前		1.13	417	0.426	0.240	0.736	0.990
EA最大值之后	445	0.180	417	0.016	14.883	1.295	0.969
EA10最大值之前		1.078	1328	1.110	0.216	0.764	0.999
EA10最大值之后	1435	0.135	1328	0.0146	8.764	1.364	0.979
ZE最大值之前		1.168	333	2.218	0.191	1.193	0.976
ZE最大值之后	389	0.381	333	0.023	6.000	1.137	0.954

吻合较好，能够较好地描述微膨胀混凝土的发展规律。

5 结论

针对当前混凝土自生体积变形在计算起点选取方面还存有的争议，本文以微膨胀抗冲磨混凝土为研究对象，在ASTM C1074标准的基础上，改进了活化能测试方法，结果表明硅粉和膨胀剂均会提高混凝土的活化能；微膨胀混凝土在膨胀达到最大值后，均会出现大小不同的倒缩现象，硫铝酸钙类膨胀混凝土比硫铝酸钙-氧化钙复合类膨胀混凝土的早期膨胀变形大，同样的后期收缩变形也大。分别以24 h和第一零应力对应等效龄期为计算起点，发现不同的计算起点对自生体积变形结果影响很大，而且不同配合比的混凝土自生体积变形的大小排序也发生了变化，对于抗冲磨混凝土来说，以24 h为计算起点导致漏测的变形将对抗裂计算结果产生较大影响；结合微膨胀抗冲磨混凝土自生体积膨胀变形的特点，对比分析了国内外自生体积变形模型的优缺点，在日本混凝土学会提出的混凝土自生体积变形模型基础上，以自生体积变形最大膨胀值作为分界点分段模拟分界点前后的变形，按照浇筑后混凝土的塑性变形不产生约束应力的考虑，建立了基于温度-应力试验的第一零应力对应等效龄期为计算起点的自生体积变形模型。

参 考 文 献：

[1] 李鹏辉，刘光廷，高虎，等．自生体积变形试验方法研究及应用[J]．清华大学学报：自然科学版，2001，41(11)：114-117．

[2] 朱建强，邓敏，马惠珠，等．水泥浆体早期的自收缩和干燥收缩[J]．南京工业大学学报，2007，29(3)：30-33．

[3] 高小建，巴恒静．混凝土早期自收缩、强度与水泥水化率的关系[J]．工业建筑，2006，36(2)：64-67．

[4] JSCE Committee．Standard specification for concrete structures-2007"Design"(JGC 15)[S]．Tokyo：Japan Society of Civil Engineers，2007．

[5] 陈波，丁建彤，蔡跃波，等．基于温度-应力试验的混凝土早龄期应变分离及热膨胀系数计算[J]．水利学报，2016，47(4)：560-565．

[6] 蔡正咏．混凝土性能[M]．北京：中国建筑工业出版社，1979．

[7] American Society for Testing and Materials Committee C09．ASTM C1074，Standard practice for estimating concrete strength by the maturity method[S]．Philadelphia：American Society for Testing and Materials，1998．

[8] SAUL A G A．Principles underlying the steam curing of concrete at atmospheric pressure[J]．Magazine of Concrete Research，1951，2(6)：127-140．

[9] RASTRUP E．Heat of hydration in concrete[J]．Magazine of Concrete Research，1954，17(6)：127- 140．

[10] WASTLUND G．Symposium on Winter Concreting[C]//Hardening of concrete as influenced by temperature．Copenhagen：Danish Institute for Building Research，1956．

[11] COPELAND L E，KANTRO D L，VERBECK G．Energetics of the hydration of Portland cement part III[C]//Chemistry of hydration of Portland cement．Washington：NBS Monograph，1962：453．

[12] FREIESLEBEN H P，PENDERSEN E J．Maturity computer for controlling curing and hardening of concrete[J]．Nordisk Betong，1977，19(1)：21-25．

[13] CARINO N J，TANK R C．Maturity functions for concretes made with various cements and admixtures[J]．ACI Materials Journal，1992，89(2)：188-196．

[14] 郑明，唐玉超，罗作球，等．不同膨胀剂对C70自密实混凝土早期收缩性能的影响研究[J]．新型建筑材料，2014(7)：24-27．

[15] 游宝坤，李光明，韩立林．大体积补偿收缩混凝土的结构稳定性问题[J]．混凝土，2001(5)：7-11．

[16] JENSEN O M，HANSEN P F．Autogenous deformation and change of relative humidity in silica fume-modified cement paste[J]．ACI Material Journal，1996，93(6)：539-543．

[17] 祝昌暾，陈敏，杨杨，等．高强混凝土的收缩和早期徐变特性[J]．混凝土与水泥制品，2005(2)：1-4．

[18] 杨光华，袁明道．MgO微膨胀混凝土自生体积变形的双曲线模型[J]．水力发电学报，2004，23(4)：38-44．

（下转第225页）

[26] POWERS T C. Void spacing as a basis for producing air-entrained concrete[J]. Journal of the American Concrete Institute, 1954, 50(9): 741-760.
[27] SNYDER K A, BENTZ D P. Suspended hydration and loss of freezable water in cement pastes exposed to 90% relative humidity[J]. Cement and Concrete Research, 2004, 34(11): 2045-2056.

Study on pores customized design in RCC in extremely cold and high altitude area

YANG Huamei[1,2], HE Zhen[1]

(1. *The State Key Laboratory of Water Resources and Hydropower Engineering, Wuhan University, Wuhan* 430072, *China*;
2. *The State Key Laboratory of Refractories and Metallurgy, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan* 430081, *China*)

Abstract: The high adsorption of unburned carbon in fly ash to polar material such as air-entraining admixture (AEA) could interfere the formation of air structure and its stability. In addition, the impact of environmental pressure on air entrainment also results in reduction in the air content of concrete. Therefore, it is rather difficult to entrain air voids into high-volume fly ash roller compacted concrete especially in the extremely cold and high altitude areas. This paper presents a study on the development of a new type of modified absorbent polymer (MAP) to totally replace conventional air-entraining agent as anti-freezing agent for RCC. Based on MAP features, the method to design and customize the pores system matching up RCC freeze-thaw property was proposed. Comparative studies of influence of various air entrained materials including MAP and AEA on performances of RCC were also carried out. When the MAP content and particle size were appropriate, an effectiveness pores system was formed, contributing to significantly improve freeze-thaw resistance with great increase in strength. Finally, to controllably design the pores radium and content created by MAPs in RCC was realized.

Keywords: extremely cold and high altitude; roller compacted concrete; modified absorbent polymer; pore customization; freeze-thaw resistance

(责任编辑：王冰伟)

(上接第216页)

Study on calculation starting point of autogenous volume deformation based on thermal stress test

ZHU Xiaoliang[1,2,3], DING Jiantong[2,3], CAI Yuebo[2,3], BAI Yin[2,3]

(1. *Research Center on Hydraulic Structures, Jiangxi Hydraulic Research Institute, Nanchang* 330029, *China*;
2. *Material Structure Engineering Department, Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing* 210029, *China*;
3. *Research Center on New Materials in Hydraulic Structures, Ministry of Water Resources, Nanjing* 210029, *China*)

Abstract: For the starting point problem existed in calculating autogenous volume deformation by the standard test methods, ASTM C1074 test method for activation energy has been improved, taking the expansive abrasion-resistant concrete as the research object. More accurate activation energy of cementitious materials is obtained, and equivalent age of the specimen can be calculated under the actual temperature conditions based on the activation energy. Using the advantageous characters of thermal stress test and taking the equivalent age corresponding to the first zero stress as the effective starting point, an improved autogenous volume deformation model has been established on the basis of the model put forward by Japan Concrete Institute Conference. The improved model takes the maximum expansion value of autogenous volume deformation as a cutoff point and can simulate the deformation before and after the point separately, which provides reference for setting up a more accurate anti-crack model.

Keywords: autogenous volume deformation; calculation starting point; thermal stress test; equivalent age; abrasion-resistant concrete

(责任编辑：韩　昆)