

論文 クリープ解析による膨張モルタルの拘束応力予測に関する研究

崔亨吉^{*1}・濱幸雄^{*2}・伊藤瞬^{*3}

要旨: クリープ現象を起こすのは膨張材およびセメントの水和によって生成される水和生成物のみと仮定し、セメントおよび膨張材の水和生成物のクリープ性能とともに、新しく生成される水和生成物とすでに生成されて応力を負担している水和生成物の間の応力の再分配現象と膨張材およびセメントの水和生成物の間の均衡を考慮することで、膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ現象をモデル化した。一方、モデル化したクリープ現象を拘束状態への応力変化の計算に用い拘束応力を予測して、リングテストから求めた応力の結果と比べた結果、全体的に材齢による応力の進展状態を良い精度で予測することができた。

キーワード: 膨張材, クリープ, 弾性係数, リングテスト, 拘束応力

1. はじめに

コンクリートの収縮によるひび割れは、コンクリート構造物の美観の低下や劣化促進の起点になりやすいという懸念から、収縮ひび割れ抑制に対する要求が高まっている¹⁾。一方、応力が生じたコンクリートには一定応力下で変形が生じるクリープという性質があり、生じるはずの応力を減少させる。このクリープ性能の把握は、コンクリートの応力算定において非常に重要である²⁾。このような状況のもと、収縮によるひび割れの抑制対策として膨張材の適用が増加し、膨張材を混和したコンクリートの材料特性に関する研究が今まで多くなされてきたが、クリープに関する研究は少なく、定量的に評価するまでには至っていないのが現状である。

そこで本研究では、既往研究を参考^{3,4,5,6,7)}とし膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ現象をモデル化し、クリープ解析を行うことで膨張モルタルの拘束応力を予測した。

2. クリープ解析による拘束応力予測

2.1 膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ

既往研究としてLorkhorst⁴⁾やMaruyama⁵⁾のクリープモデルに着目して膨張材を混入したセメント硬化体のクリープモデルを行った⁶⁾。膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ複合モデルを図-1に示す。膨張材を混和したセメント硬化体の内部において、膨張材の水和生成物はセメントの水和生成物との抵抗と釣り合いを取りながら生成していると考えられる。ここで、クリープ現象を示すのは、セメントおよび膨張材の水和生成物のみで、これらの水和生成物のクリープ性状は、時間的・空間的に均一なものと仮定する。一方、セメント硬化体内の未水和セメントおよび未水和膨張材は均一

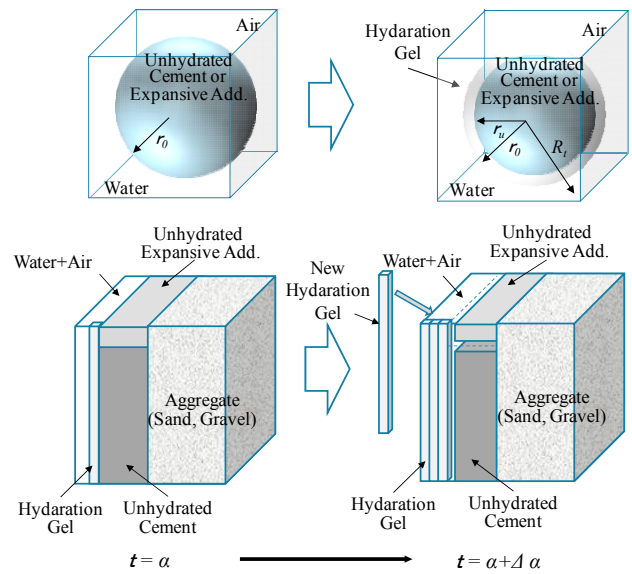


図-1 膨張材を混和したセメントペーストのクリープ複合モデル

な弾性係数を持つ固体であり、毛管内の水分は応力を負担しないと仮定を立て膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ現象をモデル化した。図-1のように膨張材を混和したセメントペーストは水、セメントおよび膨張材の水和生成物、未水和セメントおよび未水和膨張材で構成されている。水和の進行によって水和に消費する水の量の減少とともに元々のセメントおよび膨張材粒子の半径 r_0 は水和の進行によって r_u と減少され、逆に水和生成物の量は増加し、外部水和生成物の半径 R_t は増加するようになる。図にはLorkhorst⁴⁾やMaruyama^{5,7)}の既往研究と同様に水和の進行によって生成される水和生成物をバー (Bar) のエレメントとして表現している。挿入される水和生成物のエレメントは外部水和生成物 R_t の増加によって変化する接触面積 A_c が1%増加する毎にエ

*1 室蘭工業大学大学院 工学研究科らし環境系領域 助教 博士 (工学) (正会員)
 *2 室蘭工業大学大学院 工学研究科らし環境系領域 教授 博士 (工学) (正会員)
 *3 室蘭工業大学 工学部建築社会基盤系学科 建築学コース 学部生 (非会員)

レメントが挿入されると仮定する。ここで、接触面積 A_c は膨張材を混和したペーストの構造形成のパラメータとして、水和率に依存することで既往のMaruyamaのComputational Cement Based Material (C-CBM) モデル⁵⁾を参考にし求めた。すなわち、水和の進行とともに粒子相互間の衝突によって粒子と粒子間の接触面積 A_c は増加し、水和による水和生成物の半径依存する接触面積の関数はセメント粒子および膨張材粒子の最外部半径を用いて、次式のように表現できる⁵⁾。

($0.5 \leq R_t < \sqrt{2}/2$)の場合、

$$A_c = \pi(R_t^2 - 0.5^2)$$

($\sqrt{2}/2 \leq R_t < \sqrt{3}/2$)の場合、

$$A_c = 8 \left[\frac{1}{2}(R_t^2 - 0.5^2) \left(\frac{\pi}{4} - \text{ACOS} \left(\frac{0.5}{\sqrt{R_t^2 - 0.5^2}} \right) \right) + 0.25\sqrt{R_t^2 - 0.5^2} \right] \quad (1)$$

一方、既往研究⁵⁾を参考とし、セメント粒子および膨張材粒子の外部水和生成物の半径 R_t は以下の式から得られる。

$$R_t = (1 + (V - 1)\alpha)^{\frac{1}{3}} \cdot r_0 \quad (2)$$

ここで、セメントおよび膨張材の体積増加率 V は、一般的にセメントの場合、1.9から2.2までの範囲で定義している⁸⁾。ここでもセメントの場合、水和反応率に対して比較的一定値に収束する時点と吸着水やゲル空隙内の水和に寄与しない水などを考慮し、2.0を採用することにする⁶⁾。一方、膨張材の場合は、膨張材の膨張機構を説明するYamamotoなどの研究⁹⁾を参考とし、水和生成物層を考慮して3.34を適用した。

一方、時間に依存する水和生成物のクリープ変形は以下の式を採用する。これはLorkhorstの式⁴⁾と同型となる。

$$\varepsilon_{c,e}(t) = a \cdot \frac{(t - \tau)^n}{t_0} \cdot \sigma(\tau) \quad (3)$$

ここで、 $\varepsilon_{c,e}(t)$ は材齢 t におけるクリープ変位、 $t - \tau$ は載荷時間(時間)、 t_0 は1時間、 $\sigma(\tau)$ は材齢 t における載荷される応力、 a はクリープ定数 (mm^2/N)、 n は乗数として0.3を適用⁴⁾することにする。

一方、セメントの水和生成物のクリープ定数 a については、既往研究^{4,5)}を参考とし、 1.5×10^{-5} を適用する。また、膨張材のみの水和によって生成される水和生成物の

クリープ定数は、セメントとは異なると予想され、膨張材を混和した場合は膨張材によって空隙を作り出しながら膨張するため、クリープが少し大きくなるという既往研究¹⁰⁾と、本研究の実験結果に基づいて実験結果と一致するように 2.1×10^{-4} を適用することにする。セメントおよび膨張材の水和生成物のクリープ変形の温度依存性については、以下の活性化エネルギーで評価することにする。

$$V(T) = \exp \left(\frac{Q}{R} \cdot \frac{T - T_0}{T \cdot T_0} \right) \quad (4)$$

ここで、 $V(T)$ は温度依存性を示す項、 Q は水和生成物の活性化エネルギー (20,000J/mol)、 R はガス定数 (8.31 J/mol K)、 T は硬化体の温度、 T_0 は絶対温度 (293 K)を示し、 $T = T_0$ の場合、 $V(T)$ は1になる。

一方、各エレメントにおいて、材齢によって応力の履歴が異なるため、新しく生成されるエレメントの変形量も異なるが、応力の再分配¹¹⁾によってすべてのエレメントの変形を一律的に考慮し、膨張材を混和したペーストのクリープ変形は、それぞれから求めたセメント部分のクリープ変形と膨張材部分のクリープ変形の均衡により、膨張材の混入率によって次式から求めることにする。

$$\varepsilon_{paste(C+EX)} = \varepsilon_{c(C)} \cdot C_{V(\%)} + \varepsilon_{c(EX)} \cdot EX_{V(\%)} \quad (5)$$

ここで、 $\varepsilon_{c(C+EX)}$ は膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ変形、 $\varepsilon_{c(C)}$ はセメント部分のクリープ変形、 $\varepsilon_{c(EX)}$ は膨張材部分のクリープ変形、 $C_{V(\%)}$ はセメントの体積混和率、 $EX_{V(\%)}$ は膨張材の体積混和率を表す。

一方、クリープ現象をモルタルおよびコンクリートへの拡張のため、図-2のようにペーストと骨材の複合則^{4,5,6)}を用いる。骨材(細骨材および粗骨材)は時間依存変形を伴わないと仮定し、複合則を用いると、ペーストが時間依存変形をしようとする時、骨材も同量の変形をさせなくてはならないことから、ペーストの応力の負担分が骨材に移行する応力の再分配をする。したがって、膨張材を混和したモルタルおよびコンクリートの時間依存変形は、ペーストの変形から骨材が負担する応力によって生ずる変形を以下の式から求められる。

$$\varepsilon_{mortar \text{ or } concrete(C+EX)} = \varepsilon_{paste(C+EX)} \cdot \left[\left(\frac{(1 - \lambda_c) \cdot E_p \cdot \lambda_c}{\lambda_c \cdot E_{agg} + (1 - \lambda_c) \cdot E_p} \right) + (1 - \lambda_c) \right] \quad (6)$$

ここで、 $\varepsilon_{mortar \text{ or } concrete(C+EX)}$ は膨張材を混和したモルタルおよびコンクリートのクリープ、 $\varepsilon_{paste(C+EX)}$ は膨

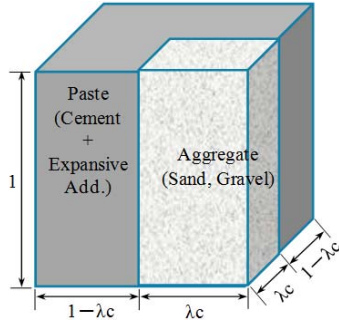


図-2 ペーストと骨材の複合則

張材を混和したペーストのクリープ、 E_p は膨張材を混和したペーストの弾性係数、 E_{agg} は骨材の弾性係数を示す。また、単位体積中の骨材体積を表す係数として λ_c は骨材の体積 V_{agg} との関係から $\lambda_c = \sqrt{V_{agg}}$ で表現できる。

2.2 クリープ解析による再分配応力の予測

水和反応によって生成されるすべてのエレメントにおいて、時刻 $t + \Delta t$ におけるクリープ変形および弾性変形の和が等しいことと、エレメント挿入の時に、外部から荷重の増加がないということ、さらに、クリープ変形は応力および水和生成物の体積量に比例し、重ね合わせの法則が成り立つと仮定し、微小時間毎に逐次法 (step by step)¹²⁾を適用すると、全ひずみは、時間 t_i における全体ひずみと新しい応力の増分 $\Delta\sigma(\tau_i)$ によって生ずる弾性ひずみ、次の時間ステップ(t_i, t_{i+1})に発生する応力の増分 $\Delta\sigma(\tau_j)$ によって引き起こされるクリープひずみの増分で以下のように表現できる。

$$\varepsilon_{tot}(t_{i+1}) = \varepsilon_{tot}(t_i) + \frac{\Delta\sigma(\tau_i)}{E} + \sum_{j=1}^i a \cdot V(T_j) \cdot \Delta\sigma(\tau_j) \cdot [(t_{i+1} - \tau_j)^n - (t_i - \tau_j)^n] \quad (7)$$

2.3 弾性係数

クリープ解析のために必要な弾性係数は Maruyama の C-CBM モデル⁵⁾を参考とし、次式によって求めた。

$$E_{paste(C,EX)} = \frac{1}{\frac{\lambda_p}{\lambda_p \cdot E_{gel(C,EX)} + (1 - \lambda_p) \cdot E_{C,EX}} + \frac{1 - \lambda_p}{E_{gel(C,EX)}}} \cdot A_{ceff} \quad (8)$$

ここで、 $E_{paste(C,EX)}$ は膨張材およびセメント硬化体の弾性係数、 $E_{C,EX}$ は未水和セメントおよび未水和膨張材の弾性係数、 $E_{gel(C,EX)}$ は水和生成物の弾性係数、 A_{ceff} は有効接触面積を表す。また、空間構成を現わす係数として λ_p は未水和セメントおよび未水和膨張材の体積 $V_{C,EX}$ との関係から $\lambda_p = \sqrt{V_{C,EX}}$ と表現できる。一方、 $E_{C,EX}$ につい

ては 50GPa、 $E_{gel(C,EX)}$ については 25GPa を適用する⁵⁾。また、膨張材の場合はそれに対する十分なデータがないため、セメントの場合と同様な値を適用した⁶⁾。

一方、膨張材を混和したセメント硬化体の弾性係数は、それぞれ求めたセメント部分の弾性係数および膨張材部分の弾性係数の均衡を考慮し、膨張材の混和率によって次式で表現できるとする。

$$E_{paste(C+EX)} = E_{paste(C)} \cdot C_V(\%) + E_{paste(EX)} \cdot EX_V(\%) \quad (9)$$

ここで、 $E_{paste(C+EX)}$ は膨張材を混和したセメント硬化体の弾性係数、 $E_{paste(C)}$ はセメント部分の弾性係数、 $E_{paste(EX)}$ は膨張材部分の弾性係数、 $C_V(\%)$ および $EX_V(\%)$ はセメントおよび膨張材の体積混入率を表す。

一方、弾性係数をモルタルおよびコンクリートへの拡張のため、クリープモデルと同様にペーストと骨材の複合則を用いる。すなわち、骨材による挙動は発生せず、ペーストの挙動のみがモルタルやコンクリートの挙動を支配すると仮定する。したがって、骨材はペーストの挙動に追従されなく、抵抗体としての機能を持つ。これを考慮し、モルタルおよびコンクリートの弾性係数は次式によって表現できる。

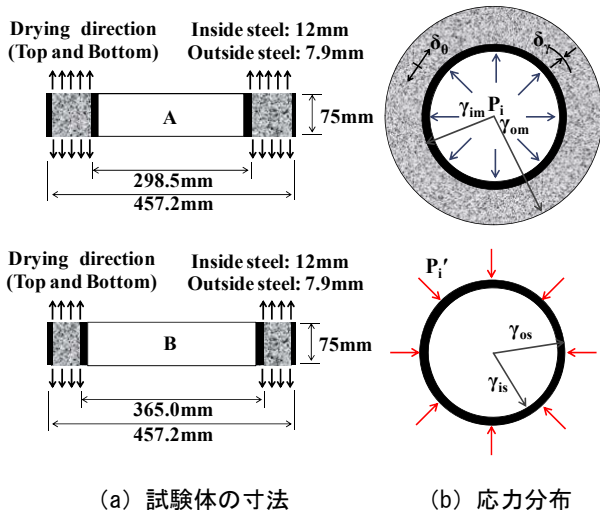
$$E_{mortar \text{ or } concrete(C+EX)} = \frac{1}{\frac{\lambda_c}{\lambda_c \cdot E_{paste(C+EX)} + (1 - \lambda_c) \cdot E_{agg}} + \frac{1 - \lambda_c}{E_{paste(C+EX)}}} \quad (10)$$

ここで、 $E_{mortar \text{ or } concrete(C+EX)}$ は膨張材を混和したモルタルおよびコンクリートの弾性係数、 $E_{paste(C+EX)}$ は膨張材を混和したペーストの弾性係数、 E_{agg} は骨材の弾性係数を表す。また、単位体積中の骨材体積を現わす係数として λ_c は骨材の体積 V_{agg} との関係から $\lambda_c = \sqrt{V_{agg}}$ で表現できる。

3. 実験

3.1 実験概要

実験は、水結合材比 0.50 を対象として、砂：結合材を 1：3 とし、エトリンガイト・石灰複合系の膨張材を内割りで 5%を混入した膨張モルタルと膨張材無混入の普通モルタルの 2 種類とした。実験はフレッシュ性状、強度実験、自由収縮実験および拘束収縮実験としてリングテストを行った。フレッシュ性状については、モルタルを打設した直後、空気量およびスランプフローを測定した。強度試験用の試験体は、材齢 1 日で脱型し、標準水中養生 (温度 20±2℃) を行い、圧縮強度および割裂引張強度を測定した。



(a) 試験体の寸法 (b) 応力分布
 図-3 リング型拘束試験の概要

自由収縮実験は、40×40×160mm の型枠を用いて埋込型ひずみ計によって測定した。試験体は、材齢1日で脱型し、リングテストと同一な体積/露出面積比 (V/S) を満足させるため、試験体の一部をアルミテープ密封し、恒温恒湿室（温度 $20 \pm 2^\circ\text{C}$ 、湿度 $60 \pm 5\%$ ）で乾燥させた。一方、リング型拘束試験体は、図-3 のようにモルタルリングの断面に均等な乾燥収縮を誘導するため、リング試験体の高さを AASHTO PP34-98¹³⁾ で提案する 152mm から 75mm とし、内部鋼材リングの厚さ変化による 2 種類の拘束条件下で実験を行った。モルタル打込み直後には、表面から急速に乾燥する現象を防止するため、ビニールシートによってモルタル表面を封緘し、水分の蒸発を防止した。材齢1日後に下部の木材板を脱型し、モルタルの上・下面の表面でのみ乾燥が発生するようにした。拘束変形は、内部鋼材リングの中央 ($h=37.5\text{mm}$) の 3 箇所にはひずみゲージを設置し、恒温恒湿室でデータロガーによって測定した。

一方、力の釣り合いを用い、内部リングから測定した拘束収縮ひずみから次式によって内部リングの拘束によって発生するモルタルの最大拘束引張応力 $\sigma_{\theta imax}$ を求めた¹⁴⁾。

$$\sigma_{\theta imax} = \frac{(r_{os}^2 - r_{is}^2)}{2r_{os}^2} \cdot \frac{(r_{im}^2 + r_{om}^2)}{(r_{om}^2 - r_{im}^2)} \cdot E_{st} \cdot \varepsilon_{st} \quad (11)$$

ここで、 r_{im} 、 r_{om} はモルタルの内部および外部半径、 r_{is} 、 r_{os} は内部鋼材リングの内部半径および外部半径、 E_{st} は内部鋼材の弾性係数、 ε_{st} は内部鋼材リングの拘束ひずみを表す。

3.2 実験結果

適用した普通モルタルおよび膨張モルタルのスラン

表-1 フレッシュ性状および強度特性

Type	Slump flow (cm)	Air (%)	Compressive strength (N/mm ²)			Splitting tensile strength (N/mm ²)		
			7D	14D	28D	7D	14D	28D
N	18.5	5.6	21.8	34.4	45.6	2.8	3.2	3.6
EX	17.5	5.1	21.1	33.1	47.1	2.8	3.3	3.6

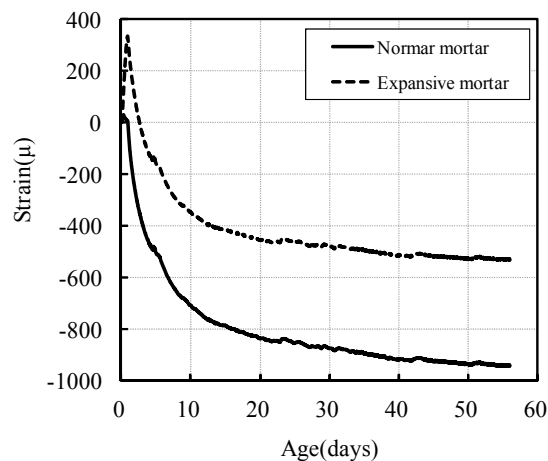


図-4 自由収縮ひずみ

プフロー、空気量および強度実験結果を表-1に示す。膨張材の混和によって流動性および空気量には大きな変化を見られなかった。一方、膨張モルタルにおいて圧縮強度および割裂引張強度は、普通モルタルに比べてやや小さな傾向であるが、その差は小さく、膨張材の混和によるフレッシュ性状および強度特性に及ぼす影響は小さいことと判断される。

自由収縮の結果を図-4に示す。普通モルタルにおいて、材齢56日までの収縮ひずみは941 μ となり、膨張モルタルは532 μ で、普通モルタルに比べ、409 μ 程度小さく、膨張材の初期膨張によって乾燥収縮量は低減していることが確認できた。

一方、リングテストによる内部鋼材リングの拘束変形率および拘束引張応力を図-5 および図-6 に示す。膨張材の混和によって膨張モルタルの内部鋼材リングの変形率は減少するが、普通モルタルは自由収縮量の増加とともに変形率が急激に増加して、最大変形後すぐにひび割れが発生したことがわかる。一方、膨張材の混和によって内部鋼材リングに生じる最大圧力の減少によって拘束応力は減少し、モルタルのひび割れ発生時間は遅延されることが確認できる。拘束引張応力の最大値は、内部鋼材リングの直径の増加によって減少する傾向であり、これは同一な界面の拘束荷重が作用したにもかかわらず、内部鋼材リングの直径増加に従って拘束度が大きくなり、モルタルが十分に硬化しない初期材齢から内

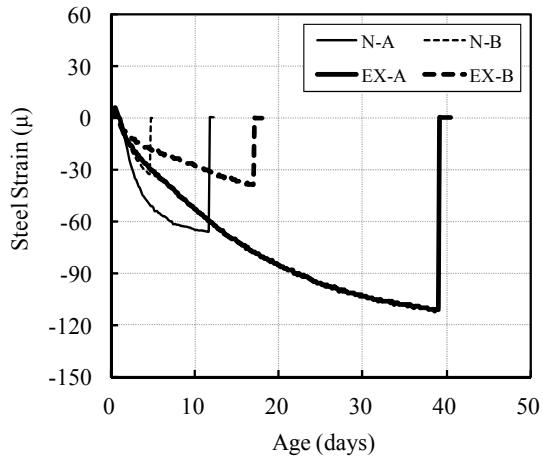


図-5 拘束変形率の変化

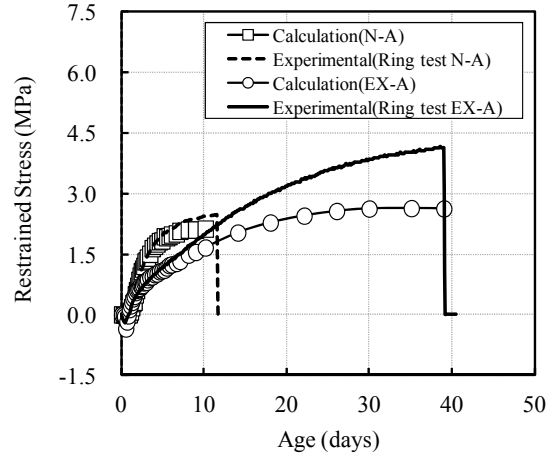


図-8 拘束応力の予測結果 (試験体 A)

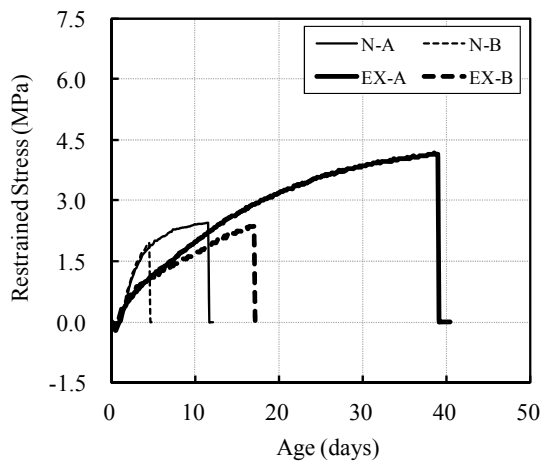


図-6 拘束応力の変化

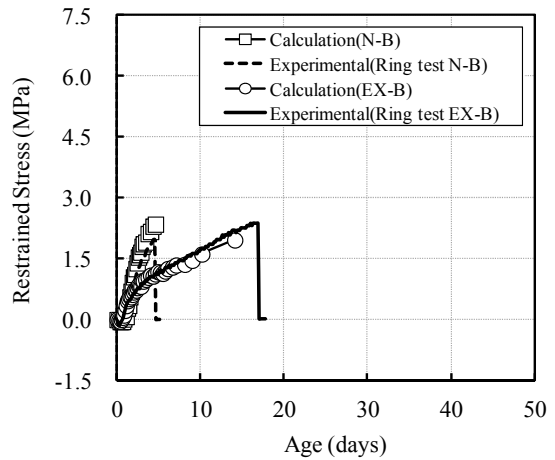


図-9 拘束応力の予測結果 (試験体 B)

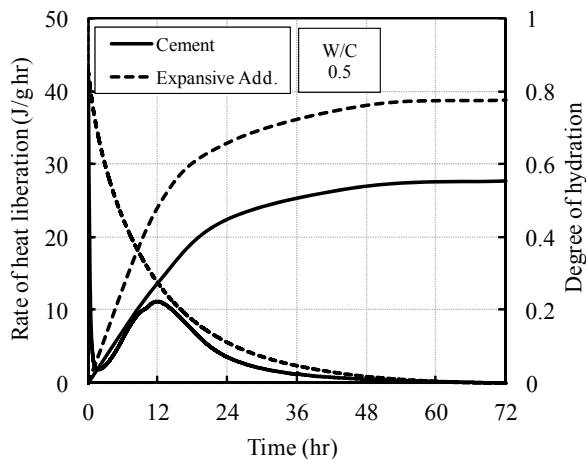


図-7 水和発熱速度および水和反応率の算定結果

部鋼材リングを変形させず、弛緩する収縮量が増加したためであると考えられる。

全体的に膨張材の混和により、ひび割れの発生日は17~28日程度遅延される傾向であり、膨張材混和による引張応力の低減効果およびひび割れ抵抗性を確認することができた。

4. クリープ解析による拘束応力の予測

4.1 水和反応率

クリープ解析において水和反応率 α は、式2のセメント粒子および膨張材粒子の外部水和生成物 R_t を求めるために必要なパラメータであり、各時間において水和反応率 $\alpha(t)$ は時間 t における積算水和発熱量 $Q(t)$ と全発熱量 Q_{max} を用い、 $\alpha(t) = Q(t) / Q_{max}$ によって求めた⁵⁾。すなわち、水和反応率は全体のセメントおよび膨張材のうちどれだけが反応したかと定義でき、これを推測するために水和の進行によって発生する熱量をマルチマイクロ熱量計(MMC-511 SV)により測定した値を用いて計算した。水セメント比および水膨張材比0.50の場合の全発熱量は、セメントの場合437.53J/g、膨張材の場合887.12J/gであり、図-7に水和発熱速度および水和反応率の算定結果を示す。膨張材の場合、初期材齢に急激な反応によって発熱ピークは増加し、各材齢における水和反応率もセメントに比べて大きい傾向が確認できた。以後のクリープ解析においてはこの実験値を用いる。

4.2 拘束応力の予測

膨張モルタルに対して拘束された状態での応力変化

を予測した。応力予測はモデル化したクリープ現象を拘束状態での応力変化の計算に用いて求めた。一方、予測した応力はリングテストによって求めた応力の結果と比較することでモデルによる応力予測手法の妥当性を検証した。

内部鋼材リングによる拘束条件下でリング試験体に打設したモルタルが線形挙動で収縮や膨張がリング試験体の全段面で均等に発生すると仮定すると、力の均衡によって、鋼材の拘束による発生する圧力とモルタルに発生する圧力は同一であり、この圧力の作用によってモルタルに応力が発生するようになる。ここではリングテストの実験値である式11から求めた応力と自由収縮ひずみから内部鋼材リングから測定した拘束ひずみを差し引いた有効ひずみを用い、モデル化したクリープ現象を含めた式7を解析することで各時間における発生応力を予測した。各拘束条件下でリングテストによって算定した引張応力とクリープ解析によって求めた引張応力の予測結果を図-8および図-9に示す。実際にリング試験体に発生する応力の勾配やモルタルの挙動には差があるが、リング試験体に打設したモルタルが線形挙動で収縮や膨張などがリング試験体の全段面で均等に発生すると仮定して計算したため、試験体Aの膨張モルタルの場合、予測した引張応力はリングテストから求めた引張応力の結果と少しの差があるが、全体的に材齢による応力の挙動を一定の精度で予測することができた。

5. まとめ

本研究では、クリープ解析による膨張モルタルの拘束応力予測に関する研究を行った結果、以下の知見が得られた。

- 1) クリープ現象は、膨張材およびセメントの水和生成物の固有な現象であるという仮定を立て、セメントおよび膨張材の水和生成物のクリープ性能を考慮し、さらに水和の進行によって新しく生成される水和生成物とすでに生成されて応力を負担している水和生成物間の応力の再分配を考慮することで、膨張材を混和したセメント硬化体のクリープ現象をモデル化した。
- 2) クリープ変形は、応力および水和生成物の体積量に比例し、重ね合わせの法則が成り立つと仮定し、微小時間毎に逐次法を適用することで再分配応力を予測することができる。
- 3) リングテストにおいて、自由収縮ひずみおよび内部鋼材リングから測定した変形を用いてクリープ解析による内部リングに発生する引張応力を予測した結果、全体的に材齢による応力の進展状態を良い精度で予測することができた。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひび割れ制御設計・施工指針（案）・同解説, 2006
- 2) ACI Committe 209 : Guide for Modeling and Calculating Shrinkage and Creep in Hardened Concrete, 2008.
- 3) Bazant Z. P., Prasannann S. : Solidification Theory For Concrete Creep, I. Formulation, II, Verification and Application, Journal of Engineering Mechanics, Vol.115, No.8, pp.1691-1725, 1989
- 4) Lokhorst S. J., van Breugel K. : Simulation of the effect of geometrical changes of the microstructure on the deformational behavior of hardening concrete, Cement Concrete Research, Vol.27, No.10, pp.1465-1479, 1997
- 5) 丸山一平: マイクロメカニクスに基づくコンクリートの時間依存特性, 東京大学学位論文, 2003
- 6) Choi H.G., Lim M.K., Choi H.S., Noguchi T., Kitagaki R. : Modelling of creep of concrete mixed with expansive additives, Magazine of Concrete Research, Vol.67, No.7, pp.335-348, 2015
- 7) Maruyama I., Noguchi T., Lura P., van Breugel K. : Calculation of self-induced stress in early-age concrete using creep and relaxation model, In Proceedings 1st fib Congress Concrete structures in the 21st century, Osaka, Japan, Vol 1, Session 9, pp.215-221, 2002
- 8) 丸山一平, 野口貴文, 松下哲郎 : ポルトランドセメントの水和反応モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 593 号, pp.1-8, 2005
- 9) 山本賢司, 盛岡実, 坂井悦郎, 大門正機 : 膨張材を混和したセメントの膨張機構, コンクリート工学論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.23-31, 2003
- 10) 佐竹紳也, 佐久間隆司, 細見雅生, 中本啓介 : 高膨張コンクリートの配合設計・基礎物性について, 日本コンクリート工学協会, Vol.25, No.1, pp.125-130, 2003
- 11) Gosh R.S.: A hypothesis on mechanism of maturing creep of concrete, Materials and Structures, Vol.6, No.31, pp.23-27, 1973
- 12) Neville, A.M., Dilger, W.H. and Brooks, J.J. : Creep of plain and structural concrete, Construction Press, Longman, 1983, pp.246-263
- 13) AASHTO (American Association of State Highway and Transportation Officials) PP34-99, standard practice for estimating the crack tendency of concrete; 1998.
- 14) Hossain A.B., Weiss W.J. : Assessing residual stress development and stress relaxation in restrained concrete ring specimens, Cement Concrete Composite, Vol. 26, No 5, pp.531-540, 2004