投稿論文(和文)
PAPERS

土木学会論文集 No. 460／V-18, pp. 13~22, 1993. 2

マスコンクリートの外部拘束に関する検討

石川雅美*・今枝靖典**・高辻　康**・
前田強司***

本研究は，マスコンクリートの温度応力予測精度の向上を目的として，マスコンクリート硬化時の外部拘束メカニズムをより詳細に理解することを試みたものである．この目的のため，外部拘束の大きさを支配する代表的な2つの要因，すなわち L/H で表されるコンクリートの形状，および打継面の付着状態をパラメータとした温度応力実験を行い，これに対する有限要素解析などの理論的検討から複雑な外部拘束の実体を論じた．

Keywords : *mass concrete, finite element method, thermal stress, compensation line method*

1. はじめに

マスコンクリートが硬化時に示す，応力，ひずみ，及び変位の3量などを，一貫した理論によって説明できなければ，マスコンクリートの温度応力発生機構を十分に説明したとは言えない．すなわち，これら3量が実測結果と解析結果との比較において，十分に対応することが必要である．これらの対応が得られなければ，実際のコンクリート構造物に対して，常に十分な精度で温度応力を予測することは不可能であろう．マスコンクリートの温度応力を解析的に予測するためには，外部拘束をどのように評価するかが極めて重要になる．一般に外部拘束の大きさは，1) 長さ L と高さ H で表されるコンクリートの形状，2) 打継面の付着性状，3) 打設されたコンクリートと拘束体となる岩盤あるいは既設のコンクリートとの剛性の比，などによって変化することが知られている．しかしながら，外部拘束のメカニズムを理解し，有限要素法によってマスコンクリートの温度応力挙動を厳密にシミュレートするには，さらに詳細な情報が必要となろう．例えば，著者らは，先に行ったマスコンクリートの温度応力実験[1]において，コンクリート硬化時の温度，応力，ひずみおよび変位などの測定から，1) 新旧コンクリートの打継面が相対的に変位すること，2) 打設されたコンクリートの熱変形に起因して，打継面に剝離が生じること，など外部拘束のメカニズムを検討する上で，極めて重要な現象を実験的に確認した．しかし，既報[1),2)]で行った理論解析の範囲では，外部拘束のメカニズムが十分説明されていない部分が存在することが明らかになっている．具体的には1990年の既報[3)]に述べたように L/H が2.5～5ぐらいの範囲では，従来のFEM解析値と実測値とで，応力の発生傾向までもが異なったものとなることが判明しているのである．

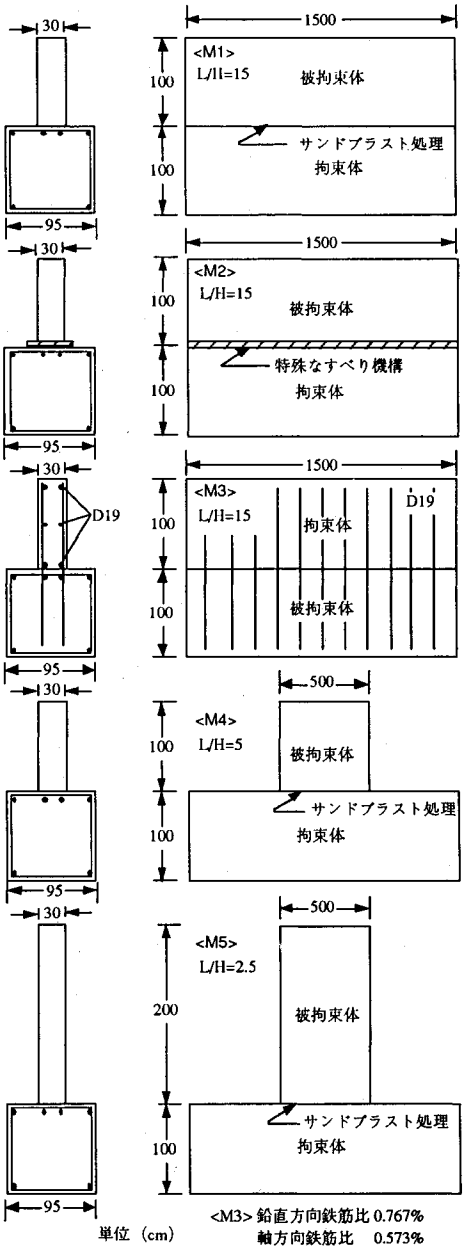
そこで，本研究は，先の実験[1)]で観察された試験体の熱変形挙動に対して，さらに解析的な検討を加え，外部拘束メカニズムを詳細に考察したものである．まず，先の試験体に対して，コンペンセーションライン法（以下，CL法）による解析を行い外部拘束に関する問題を提起すると同時に，理論的な考察を加えた．そして有限要素法による解析を行って，実験的に観察された打継面の剝離に伴う拘束メカニズムの変化，及びクラックによる不連続領域の生成，また，それに伴う応力解放を表現するためのばねモデルを示し，このばねモデルのパラメータであるばね係数を実測との対比からどのように評価するかを論じた．この解析では，実験結果と解析結果の比較において，温度，応力そしてひずみだけでなく，変形についても十分な検討を加え，これによって，マスコンクリート硬化時の外部拘束メカニズムを理解しようと試みたものである．さらに，実験的に観察された複雑な外部拘束に対して同定された有限要素法の数値モデルを，コンペンセーションライン法あるいはプレーン法の外部拘束係数にフィードバックすることによって，このような簡易的手法においても，複雑な外部拘束のメカニズムを考慮した解析結果が得られるよう，その対応性を検討した．

2. 実験試験体の概要

解析的な検討を加えた試験体は，図―1に示すM1～M5の5体である．これらの試験体の実験の内容および実験の結果については，M1～M3は1989年の既報[1)]に，M4およびM5については1990年の既報[4)]に記した．

これら5体の試験体は拘束体部と被拘束体部とから構成され，後述する解析では，拘束体上部に被拘束体部の

*正会員　工修　東急建設（株）技術研究所土木構造研究室
（〒229　相模原市田名字曾根下3062-1）
**正会員　工修　名古屋大学工学部土木工学科
***正会員　東急建設（株）技術研究所土木材料研究室



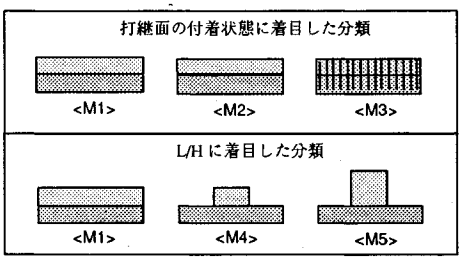
図—1 実験試験体の概要

表—1 コンクリートの配合

呼び強度	スランプ	W/C	S/a	空気量	単位量(kg/m³)				混和剤(kg/m³)
kg/cm²	cm	(%)	(%)	(%)	C*	W	S	G	Poz. No.8 **
240	9+1	58.9	49.7	4	280	165	913	948	2.8

*普通ポルトランドセメント　**4倍溶液

コンクリートを打継いだ際の被拘束体の硬化時の挙動を対象としている．5体の試験体のコンクリートの配合は全て同一である．その配合を表—1に示す．MA，M2，そしてM3の試験体の形状と寸法は同じであるが，M1は無筋で，サンドブラスト処理等を行って被拘束体を入念に打継いだものであり，M2は被拘束体と拘束体の間に摩擦係数0.1（実験終了後に被拘束体をジャッキで押し，実測した静止摩擦係数）の特殊なすべり機構を設けて，被拘束体の自由な熱変形をできるだけ許容するようにしたものである．また，M3は，M2とは全く逆に有筋として拘束体と被拘束体を一体化したものである．M4，M5は無筋であり，M1と被拘束体のL/Hが異なってはいるが，被拘束体の打継ぎの条件はM1と同じである．



図—2 試験体の分類

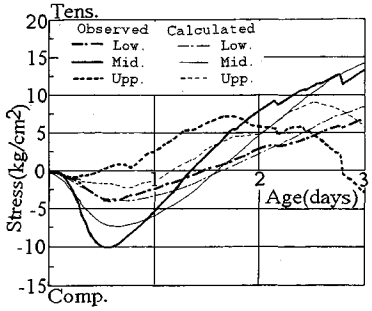
これら5体の試験体は，図—2に示すように，打継面の付着の状態をパラメータとした，M1，M2，M3のグループと，試験体の形状(L/H)をパラメータとしたM1，M4，M5のグループに分類できる．

3. 実験結果に対する理論的検討

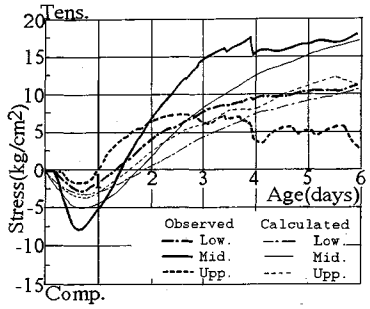
(1) 実測値とCL法による解析値の比較

M2を除く，M1～M5の4体に対して，CL法を用い，理論的な検討を行った．M2については，すべり機構から推測される境界条件から判断して，打継面を介しての拘束効果がほとんどないと考え，ここではCL法の議論をしないことにした．図—3～図—6は，試験体の被拘束体長手方向中央断面において実験的に観察された応力とCL法による解析の結果を，クラックが発生する直前の材令まで比較したものである．CL法による解析に際しては，日本コンクリート工学協会（以下JCI）の提案する拘束係数を用いている．M1とM3は形状と寸法が全く同じであるため，有筋，無筋にかかわらず，被拘束体のL/H，E_c/E_rから算出される拘束係数は全く同じ値となる．しかしながら，どちらでも実測と解析との比較において，良好な対応を示している．これは，クラックが発生する以前は，発生する温度応力に対して鉄筋の影響がさほど大きくないことを示しているものと考えられる．

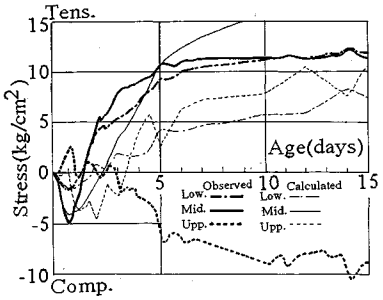
一方，M4，M5については，十分な結果が得られているとはいえない．M1，M4，M5は，L/Hが異なるだけで，打継面の付着状態や拘束体と被拘束体の剛性は同じであるにもかかわらず，M4，M5とも上層部の値が，実測と解析とで大きく異なっている．M1，M4，M5，の実験と解析との比較から考察すると，L/Hが異なる



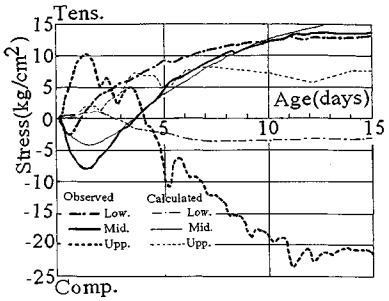
図—3 M1 の解析と実測の比較



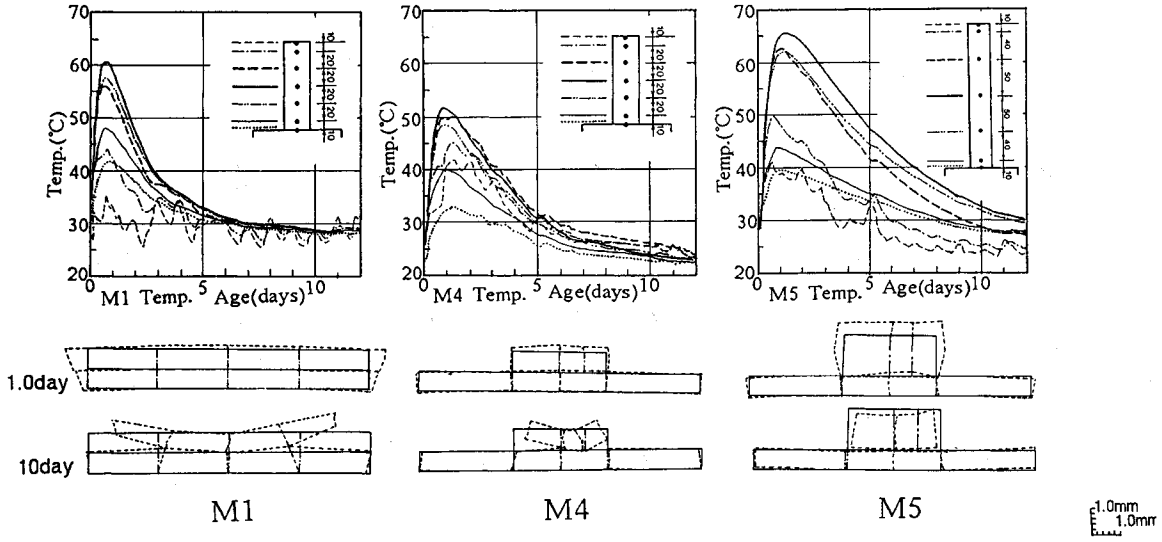
図—4 M3 の解析と実測の比較



図—5 M4 の解析と実測の比較



図—6 M5 の解析と実測の比較

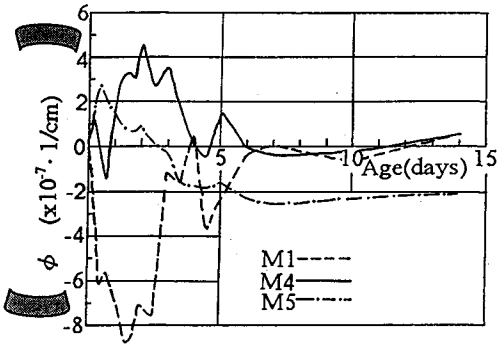


図—7 M1, M4, M5 の温度履歴と材令 1 日と 10 日の実測変形

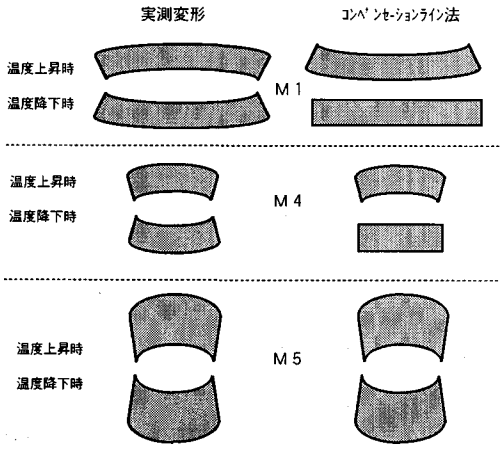
ことによって，通常の拘束係数を用いた CL 法による解析では表現しきれない複雑なメカニズムに起因した外部拘束が存在するのではないかということが推測される．そこで，これについてさらに詳しく検討するため，硬化時の変形の状態をもとに，さらに議論を進めることにする．

(2) 自由な熱変形と実測された熱変形の比較

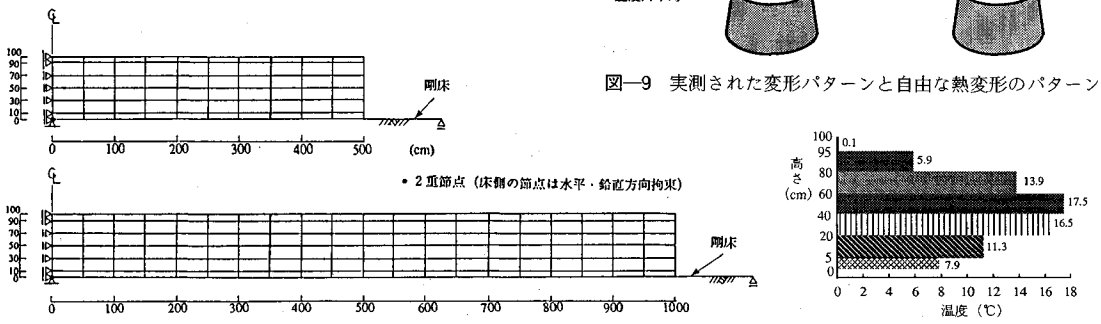
図—7 は M1, M4, M5 の温度履歴と材令 1 日と 10 日に実測された変形である．また，図—8 は，これらの試験体のコンペンセーションラインの傾きの経時変化である．図—8 のコンペンセーションラインの傾きは，コンクリートがなにものにも拘束を受けず，その温度の分布のみによって決まる自由な熱変形の形状を表すもので，この図ではプラスは上に凸の変形，マイナスは下に凸の変形であることを表している．これらの図から判断すると，M1 では，温度上昇時において，実測された変形と自由な変形とが逆のパターンとなっている．また，温度降下時においても，自由な熱変形がほぼフラットで



図—8　自由な熱変形を表す曲率 ϕ



図—9　実測された変形パターンと自由な熱変形のパターン



図—10　変形解析に用いたメッシュと温度荷重

あるのに対して，観察された変形は大きく上に凸の形になっている．これに対して M4 の実測された変形は，温度上昇時に上に凸，温度降下時に下に凸となっており，M1 と同様であるが，M4 のコンペンセーションラインから推測される温度上昇時の自由な変形は上に凸となっており実測と自由な変形とが一致している．これは M1 とは異なった現象を示している．M5 も M4 と同様に，温度上昇時においても，降下時においても実測された変形のパターンと自由な熱変形のパターンが一致している．これらを模式的に図—9 に示す．

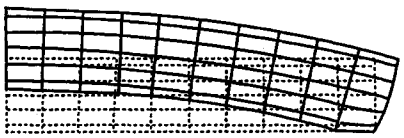
著者らは，拘束の強い M1，M3 と拘束の弱い M2 の変形計測[1]から，外部拘束が強い場合，観察される変形と自由な変形とが異なること，また，逆に拘束が弱い場合には観察される変形と自由な変形とが一致することを報告したが，このことから考えれば，M1 に比べ，M4 と M5 は拘束が小さいと考えられる．そこで，打継面での付着の状態が一定の場合でも，L/H に依存して，熱変形のパターンが変化するか否かを明らかにするため簡単な FEM 解析により確認することにした．

（3）　変形パターンと L/H

コンクリートの L/H が異なると，与えられた温度荷重に対する変形応答がどのように変化するかを FEM 解析により調べた．図—10 に示すように，床の上にコンクリートを置き，このコンクリートに対して，同図中に示した温度分布（M1 の試験体の材令 2 日に実測された温度分布から一律 30°C を引いた値）を与えた．コンクリートの形状は，高さを 1 m とし，長さを 10 m と 20 m とした場合（対称性を考慮して 1/2 モデルとした）の 2 種類である．床は十分に剛性が高く，コンクリートの下方への変位は拘束するが，上方への変位に対しては全く拘束しない．一方，水平方向に対しては，十分な拘束（床に作用する垂直圧力の 100 倍）を与えるものとした．

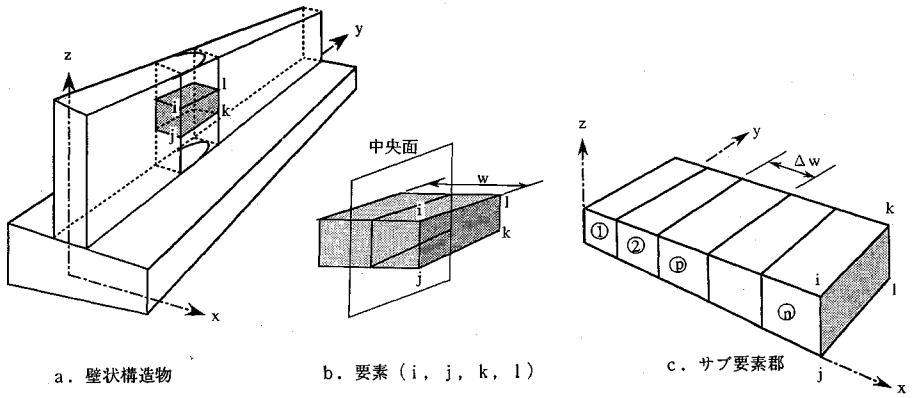
図—11 は長さを 10 m（L/H=10）とした場合の変形であるが，この場合には，試験体全体が大きな変形を示している．すなわち，試験体の中央部が大きく上方へ持ち上がり，端部が試験体を支えているような形になっている．これに対して，図—12 に示した長さが 20 m（L/H=20）のものでは，試験体中央部には大きな変形は認められず，変形が端部に集中している．

この解析の結果から推測して，もし剝離が生ずるとすれば，長さの長いものでは，端部に，長さの短いものでは中央部からかなりの範囲に生ずると考えられる．このように考えれば，試験体長の短いものでは，剝離する部分が多くなることによって，新旧コンクリートの一体性が損なわれ，したがって，先の実測変形と自由な変形との関係，また実測と CL 法による解析結果とが十分でない理由，などについて説明できそうである．しかしながら，これについては，さらに厳密な解析を行って確認すべきと考えた．そこで，以下に述べるような擬 3 次元



図—11 長さが10 m の場合の解析結果

図—12 長さが20 m の場合の解析結果



a．壁状構造物　b．要素（i，j，k，l）　c．サブ要素郡

図—13 擬3次元応力解析手法

解析を開発し，不連続要素を用いたFEMによって，実験試験体のシミュレーションを行うことにした．

4. 解析手法

(1) 擬3次元応力解析手法

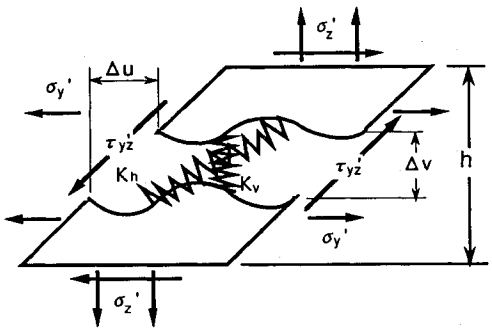
ダム，あるいはマットのように，1方向に長いコンクリート構造物に対しては，2次元的に取り扱い，解析することが可能である．しかし，壁体構造の場合には，たとえ温度場が2次元と見なし得る場合でも，3次元場の応力解析を行う必要がある．しかしながら，一般に行われている3次元解析は，自由度が大きくなり，計算時間も長くなることから，パラメトリックスタディには不向きである．そこで，図—13 a. に示すような壁状の構造物に対しても，2次元の応力解析により，壁厚方向の応力変化も考慮できるように，次のような仮定を基にした解析を実施した．

すなわち，ひずみ分布は（z, y）座標の任意の点について，x方向に一定とするものである．そして，もう一つの仮定として，要素（i, j, k, l)(図—13 b.）を取り出したときに，要素（i, j, k, l）の厚さ方向の温度分布は，中央面に面対称に任意の分布をなしているとする．

いま，要素（i, j, k, l）をさらに図—13 c. のようにn個に分割して，サブ要素$1\sim n$を考える．そのうちの任意の要素pについて（z, y）面内の節点荷重 $\{F_p\}$ は，そのサブ要素の温度分布をT_p（z, y）とすると，

$$\{F_p\}=\Delta W\int_A[B]^T[D]\alpha_c T_p(z,y)\,dz\,dy \quad \cdots\cdots(1)$$

で表される．ここに，ΔW：要素pの幅，$[B]$：ひずみ～変位マトリックス，$[D]$：材料マトリックス，そして，



図—14 不連続性をあらわす為のばねモデル

α_c：コンクリートの線膨張係数である．したがって，要素（i, j, k, l）の等価節点力 $\{F\}^e$ は，

$$\{F\}^e=\sum_{p=1}^{n}F_p \quad \cdots\cdots(2)$$

で表される．式（2）は2次元応力解析に使用される等価節点外力である．通常の剛性方程式から変位が与えられたならば，i, j, k, l節点の変位 $\{U\}^e$ をもとに，サブ要素pの応力 $\{\sigma\}_p$ は，

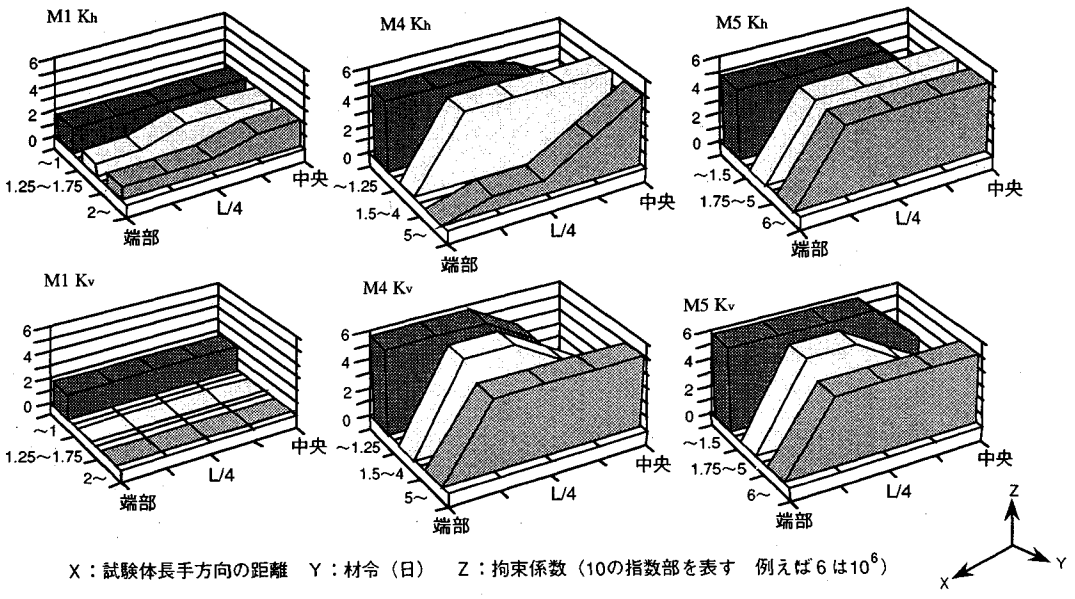
$$\{\sigma_p\}=[D][B]\{U\}^e-[D]\alpha_c\Delta T(z,y) \quad \cdots\cdots(3)$$

として求められることになる．

(2) 不連続要素のばねモデル化

図—14に示す幅Δv，すべりΔuに進展した不連続要素を想定する．不連続界面の水平，鉛直方向にそれぞれ，ばね定数がK_h，K_vなる仮想ばねを挿入すると要素に働く応力σ_z'，τ_{yz}'とばね伸縮量Δv，Δuとの間には，次式が成り立つ．

$$\sigma_z'=K_v\cdot\Delta v,\quad \tau_{yz}^1=K_h\cdot\Delta u \quad \cdots\cdots(4)$$



図―15　FEM解析から同定したばね係数

ここで，Δv，Δuをひずみ量に換算し，要素に働く応力σ_y'，σ_z'，τ_{yz}'と，それにより生じるひずみε_y，ε_z，γ_{yz}には，要素の高さをhとして次式が成り立つ．

$$\begin{pmatrix}\varepsilon_y\\ \varepsilon_z\\ \gamma_{yz}\end{pmatrix}=\begin{bmatrix}1/E & -\nu/E & 0\\ -\nu/E & 1/E+1/h/K_v & 0\\ 0 & 0 & 2(1+\nu)/E+1/h/K_h\end{bmatrix}\begin{pmatrix}\sigma_y'\\ \sigma_z'\\ \tau_{yz}'\end{pmatrix} \quad \cdots\cdots(5)$$

5. 解析結果

(1) ばね係数の同定

前節で導出した擬3次元解析手法および4.2節で示したK_h，K_vなる仮想ばねを有する不連続要素を用いてM1～M5の試験体について有限要素法による数値解析を実施した．各試験体に対して，打継面のばね係数K_h，K_vをパラメータとして，百数十ケースに及ぶパラメトリックスタディーの末，実測された応力，ひずみ，そして変位と最も一致する解析結果となった場合のばね係数を見いだした．

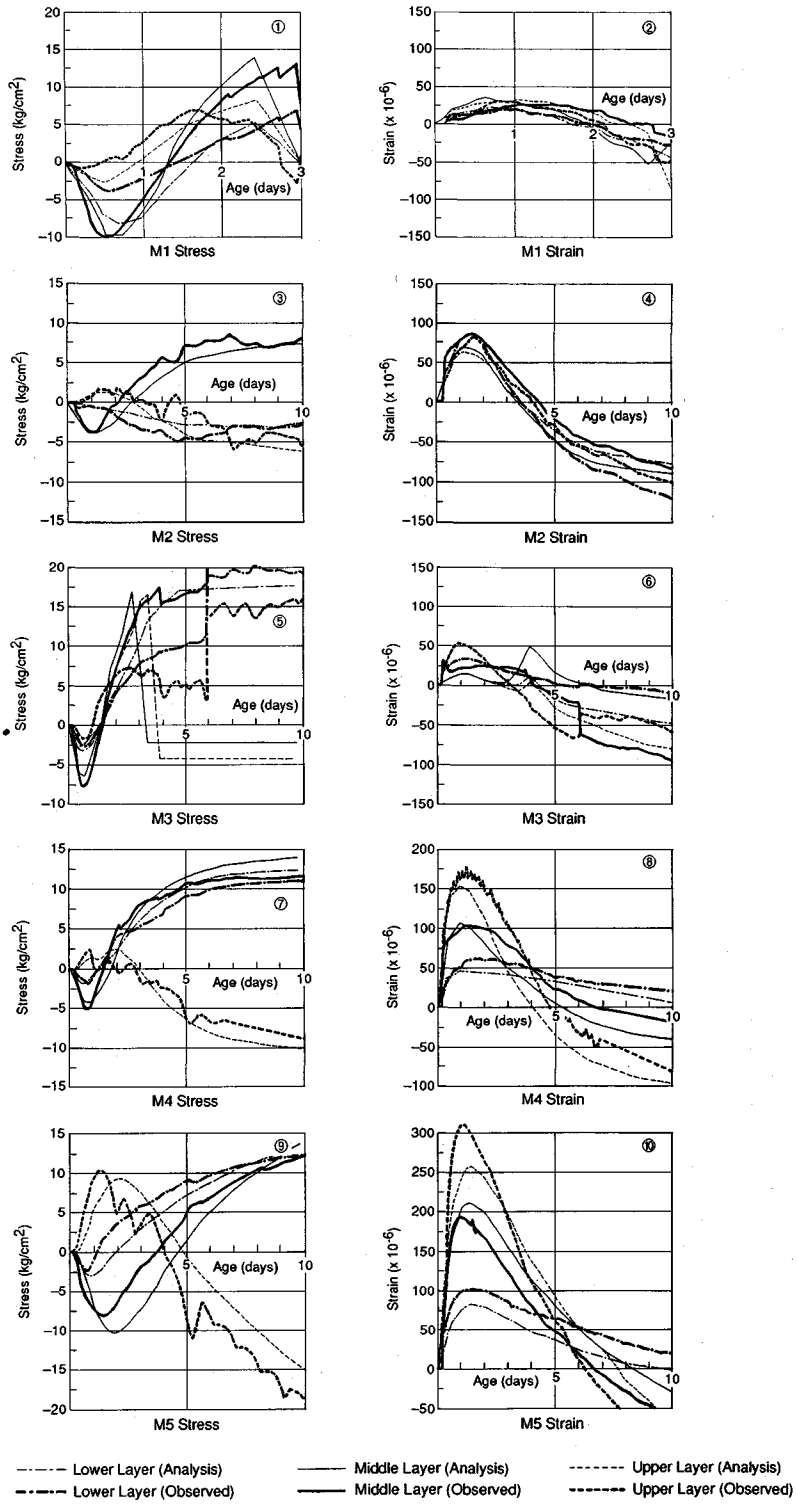
M1，M4，M5の試験体に対して，同定したばね係数を図―15に示す．M2については，打継面がすべり機構によって絶縁されているため，ばね係数は材令および場所によらず一定となった．すなわち，$K_h \fallingdotseq 0$ kg/cm²/cmとし，打継面が圧縮となった場合$K_v=106$ kg/cm²/cm（解析結果は$K_v=\infty$とした場合とほとんど等しい），打継面が引張となった場合には$K_v \fallingdotseq 0$ kg/cm²/cmとした．また，M3についても同様に，鉄筋によって拘束体と被拘束体が十分に一体化されているため，ばね係数は，$K_h=105$ kg/cm²/cm，$K_v=106$ kg/cm²/cmと常に一定の値となった．これらのばね係数を用いた場合の応力，ひずみ，および変形に関する解析結果と実測結果との比較を図―16，図―17に示す．

(2) 付着をパラメータとした試験体M1，M2，M3のばね係数と解析結果

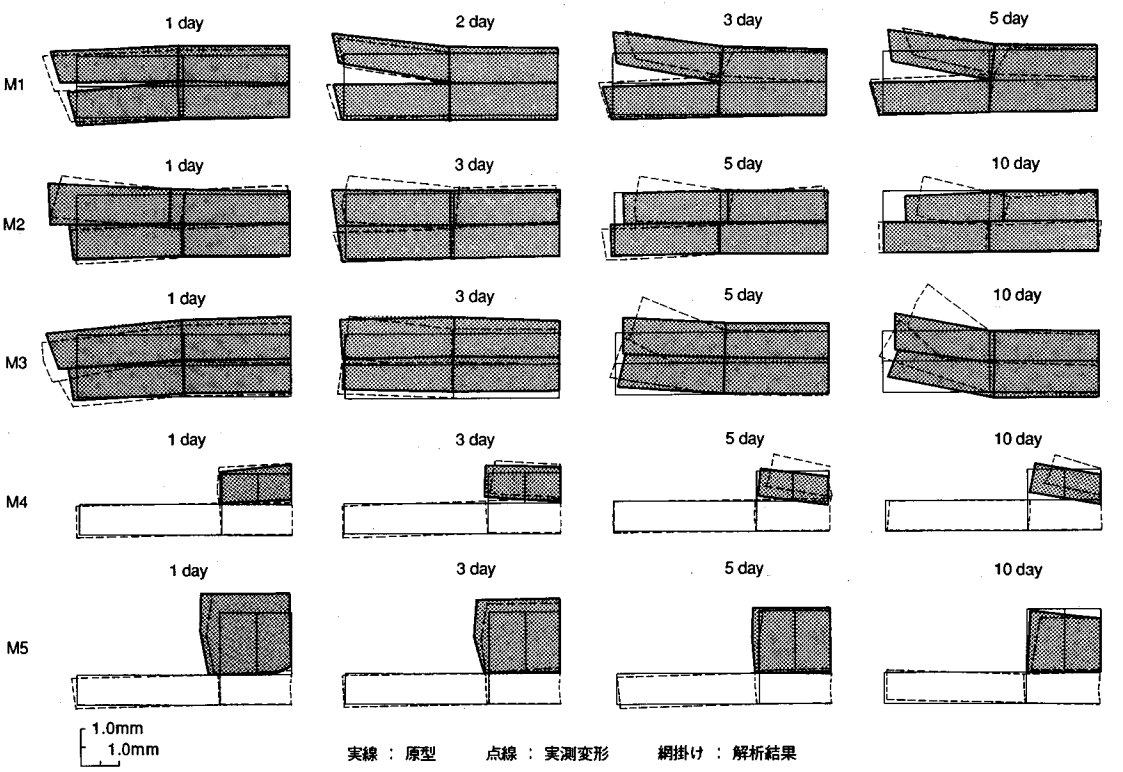
M1，M2，M3，の打継面の付着の状態をパラメータとした試験体について，実測と最も一致するばね係数を同定するのに至った過程，および，ばね係数の取り方によって解析結果がどのように変化するかについて述べる．

M1の解析では，材令1日以降に生じる剝離に対して，どのようにK_h，K_vを定めたら良いかが重要な問題であった．剝離が発生する以前は，K_h，K_v，ともある程度以上の値（$K_h=105$ kg/cm²/cm，$K_v=106$ kg/cm²/cm）を用いれば実測と比較的良く一致することが認められたが，剝離発生後については，ばね係数の値いかんによって，その解析結果は大きく変化した．例えば，鉛直，水平，両方向ともばね係数をゼロとすると，被拘束体は大きく下方へ変位してしまうし，鉛直ゼロ，水平を剝離前と同じ値にすると，被拘束体の上層部が，下層部より収縮してしまう結果となる．

最終的に同定した値は，図―15に示すものであるが，水平方向のばね係数については，材令によって変化するというより，剝離の進展に伴ってそのばね係数を変化させた．具体的には，打継面の鉛直応力がコンクリートの引張強度に達した場合，鉛直方向のばね係数K_vをゼロとし，水平方向のばね係数K_hを骨材の噛み合いなどによる残留剛性を考慮して，初期値（105 kg/cm²/cm）の20％とした．また，M1の解析では，剝離発生後の挙動は主に水平ばね係数に大きく支配されるため，鉛直ばね



図—16 実測応力および実測ひずみとFEM解析の比較



図—17　実測変形と FEM 解析の結果

係数を小さい値に設定しておけば，打継面に圧縮が作用した場合でも解析結果にほとんど影響はなかった．したがって，打継面における再接触の判定は行っておらず，一度剥離した位置の鉛直ばね係数は便宜上ゼロとした．

M2 は，被拘束体と拘束体がすべり機構によって絶縁されているため，問題は，実測したすべり機構の静止摩擦係数 0.1 を FEM 上の水平方向ばね係数として，どの程度にするかであった．そこで，M1 の剥離前の K_h の値の 1/10 として解析を行ったところ，実測挙動と良好な対応を得た．したがって，実際の水平方向の拘束状態として，摩擦係数が 0.1 である場合，FEM のばね係数としては，10 kg/cm^2/cm と対応するようである．また，M2 に対する CL 法の解析から，その場合の CL 法の外部拘束係数は R_n=0.1，R_{m1}=1.3，R_{m2}=1.8 であった．

M3 は，先の CL 法による解析から，被拘束体中央部にクラックが発生するまでは，M1 と M3 とで，同じ外部拘束係数を用いても実測と良く対応することが示されている．そこで，M3 の FEM 解析についても，M1 の剥離前と同じばね係数を用いて解析を行った．その結果，材令 3 日に観察された被拘束体のクラックを解析的にも表現することができた．また，このクラックが発生する以前の材令では，実測挙動と良好な対応を得た．被拘束体中央部のクラック発生以降についても十分な解析精度を求めるのであれば，クラック発生に伴う応力解放量とその後の鉄筋とコンクリートの応力分担に関して，解析上どのように取り扱うかが重要な問題となる．

（3） L/H パラメータとした試験体，M4，M5 のばね係数と解析結果

M4，M5 のばね係数を同定する際の問題は，M1 と同様にばね係数の変化を取り扱えないことであった．すなわち，M1 の解析におけるばね係数の同定過程を整理すると，

1） 剥離の条件に達した場合，鉛直ばね係数をゼロとする．
2） 剥離の発生とともに水平剛性を徐々に落す．
3） したがって，基本的にはばね係数の時間的な変化はない．

の 3 つのルールが存在している．しかしながら，このような M1 と同じルールのもとに M4，M5 のばね係数を同定しようとしても，決して実測挙動と対応するような解析結果は認められず，極端な場合には応力の発生傾向までも異なってしまうことが認められた．これは前述した図—5，図—6 の CL 法の解析においても M1 の延長線上で M4，M5 の外部拘束係数を用いても，実測結果と十分な対応が見られなかったのと同様に，FEM においても M4，M5 については M1 とは別のルールが必要だったのである．すなわち，最終的に至った結論は，ばね係数を（Ⅰ）温度上昇段階，（Ⅱ）温度下降段階，（Ⅲ）

温度定常段階，の3段階に分け，時間的に変化させたのである．

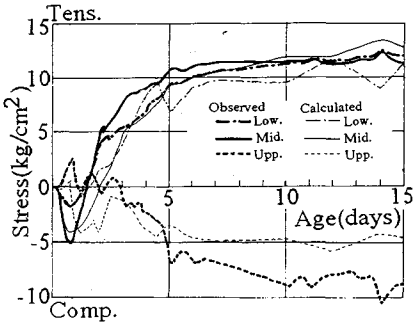
同定したばね係数から，M4の硬化時の挙動を推測する．まず，（Ⅰ）温度上昇段階では，端部の鉛直，水平のばね係数が大きく，中央部のばね係数が小さくなっている．このばね係数の変化から，被拘束体は中央部が持ち上がりこれを端部が支えるという，上に凸の変形となっているようである．実験を行った試験体を目視により観察したが，中央部付近の打継目に剝離は認められなかった．しかし，解析の結果から推測すると初期材令においてこの部分が実際に剝離していることも考えられる．（Ⅱ）温度降下段階では，鉛直ばねは端部でゼロとなり，中央部付近では，温度上昇段階に比べ10^0 kg/cm²/cmから10^2 kg/cm²/cmと2オーダー大きくなっている．また，水平方向ばね係数もこれに連動して中央付近で大きくなっている．このばね係数の変化から，被拘束体は温度上昇時とは逆に下に凸となる変形になっているようである．（Ⅲ）温度定常段階では，端部の鉛直ばねだけを小さくして，水平ばねは1/4から端部に向かって多少小さくなっている．これは，1/4部付近で，温度降下段階で生じていた打継面のせん断応力が，この位置のせん断強度を超えたためと推測できる．

ばね係数の変化から推測される被拘束体の変形は，実際に観察された変形と良く対応している．この点から考えても，コンクリート硬化時の熱変形挙動が外部拘束を論じる際に非常に重要であることが示されたであろう．

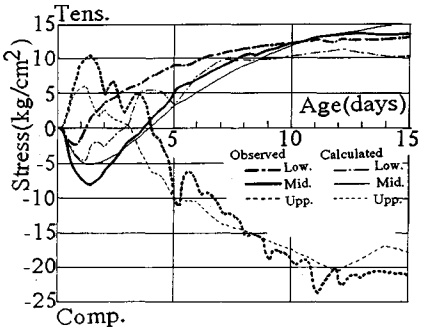
M5は被拘束体の高さがM4の2倍となっていることから，その自重の効果によって，鉛直方向のばね係数がM4より多少大きめになっている．これに連動して水平方向のばね係数もM4より大きめの値となっている．特に，（Ⅰ）温度上昇段階においては被拘束体中央部の鉛直方向ばね係数は，M4ほど解放されていない結果となった．

6. 外部拘束係数へのフィードバック

FEM解析によって同定されたばね係数は，CL法ではどのような外部拘束係数と対応するのであろうか．ここでは，前節の検討を踏まえ，図—5，図—6の解析結果を改善することを試みた．そこで，実測応力と一致するように，外部拘束係数を時間的に細かく変化させて解析を行ってみた．図—18はM4の解析結果であるが，図—5に比べ，格段に解析結果が実測値に近づいている．また，図—19はM5の比較であるが，この場合にも解析結果は著しく改善されている．しかしながら，このような解を得るためには，表—2に示すように，外部拘束係数をきめ細かく変化させてやらなければならない．これは，図—8の曲率ϕの経時変化が示すように，ϕは単調増加，単調減少といった，単純な変化ではなく，増加傾向の過程にありながらも，ある時間増分では減少したりしていることに起因していると思われる．発生する応力は当然のことながら拘束との関係で決定されるものであるが，Lが短い場合には，図—12に示すように全体としての熱変形が生じるようであり，これにともない拘束作用が変化していると考えられる．したがって，M4，M5では，作用荷重の小刻みな変動とこれに対する拘束作用の変動が相まって，表—2のような拘束係数となったものと思われる．



図—18 CL法によるM4の実測応力と解析値の比較



図—19 CL法によるM5の実測応力と解析値の比較

表—2 M4，M5のCL法の外部拘束係数

M4			M5		
材令（日）	RN	RM	材令（日）	RN	RM
0~1.25	0.60	1.60	0~0.25	0.00	0.00
1.5~3.0	0.80	1.20	0.5	0.80	-15.00
3.5~14	0.25	-2.00	0.75	0.80	10.00
			1.0	0.70	2.00
			1.25.	0.50	0.00
			1.5	0.40	-10.00
			1.75~6.0	0.40	-5.00
			7.0~14	0.30	5.00

前節で同定したFEMにおけるばね係数は，CL法では表—2に示す値と対応するようであるが，これについては，さらに詳細な検討が必要となろう．また，R_mの値が−15になったり，10となったりすることについては一見，不可解なことのようにもとられかねないが，同様のことはFEM解析から，R_m，R_nを同定する際にも認められている．すなわち，微小時間間隔の間で，分母に相当する値が非常に小さくなったり，拘束モーメント

の符号が反転するときには，このような大きな値が時として得られるのである．

7. まとめ

外部拘束を規定するパラメータとして打継面の付着状態と打設されたコンクリートのL/Hに着目して，5体の実構造物大の大型試験体を用いたマスコンクリートの温度応力実験を行った．そして，クラックや打継面の剝離といった不連続領域を考慮することのできる不連続ばねモデルを提案し，これを組み込んだ有限要素法による実験結果のシミュレーションおよびCL法による理論解析からマスコンクリートの外部拘束効果について以下のことを明らかにした．

1) 実測変形とCL法による理論解析から，L/Hが小さくなると外部拘束が小さくなると考えられた．そこで有限要素解析を行って，同一の温度場で，かつコンクリート底面の拘束状態が水平・鉛直とも同じ場合でも，L/Hが変化すると変形パターンが異なることを確認した．

2) 打継面の剝離，あるいは相対変位による外部拘束の変化を表現するためのばねモデルを組み込んだ有限要素解析の結果が，各試験体において観察された応力，ひずみ，変位の3量と対応を示すまで，繰返し解析を行った．そして，4.(2)節で示したばねモデルを用いた場合の各L/H及び付着状態に対応する打継面のばね定数を同定した．

3) 同定したばね係数に対する考察から，L/Hが15（M1，M2，M3）の場合には，ばね係数はクラックの発生により変化するが，時間的には変化しないのに対して，L/Hが5あるいは2.5のように小さい場合（M4，M5）には，ばね係数を時間的に変化させなければ実測結果を十分に表現することはできず，したがって本報の検討の範囲内では，L/Hが小さい場合はL/Hが大きい場合とは異なったより複雑な外部拘束のメカニズムが存在する可能性も考えられる．

4) 有限要素法により同定したばね係数の変化から判断して，L/Hが5あるいは2.5のように小さい場合（M4，M5）には，CL法により解析を行う際にも，通例行われている外部拘束係数の与え方では実測結果と対応が十分でない場合があることを示した．すなわち，外部拘束係数を時間的に細かく変化させてやる必要があり，ここでは，実験を行った試験体について，実測応力履歴にあうように外部拘束係数（R_n，R_m）の値を同定した例を示した．

（本研究の一部は，今枝，高辻が名古屋大学大学院在学中に行った研究成果を取りまとめたもので，したがって，あえて，両著者の所属は名古屋大学大学院とさせていただいた．現在，今枝は株式会社大林組，高辻は清水建設株式会社に所属している）

謝辞

本研究は名古屋大学田辺忠顕教授の多大なご支援及びご指導のもとに行われたもので，ここに著者一同，心よりお礼申し上げます．

参考文献

1) 石川雅美・前田強司・西岡 哲・田辺忠顕：マスコンクリートの熱変形および熱応力に関する実験的研究，土木学会論文集，第408号／v-11，pp.121～130，1989.8.

2) 今枝靖典・石川雅美・西岡 哲・田辺忠顕：温度応力によるマスコンクリートの力学的挙動，コンクリート工学年次論文報告集，10-2，1988.

3) 高辻 康・石川雅美・田辺忠顕：マスコンクリート温度応力発生メカニズムに関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，12-1，1990.

4) 石川雅美・前田強司・西岡 哲・田辺忠顕：マスコンクリートの外部拘束メカニズムに及ぼすL/Hの影響，コンクリート工学年次論文報告集，12-1，1990.

(1991.10.7受付)

AN EFFECT OF EXTERNAL RESTRAINT OF MASS CONCRETE

Masami ISHIKAWA, Yasunori IMAEDA, Kou TAKATSUJI and Tsuyoshi MAEDA

To understand the tehrmal stress generation mechanism of mass concrete, it is necesary to obtain a good agreement between analysis and observed data not only on stresses and strains but also deformation. For this purpose, thermal stress experiment was performed with five large scale specimens by changing effects of external restriction from concrete base. In this experiment, effect of external restriction can be adjusted by bond strength at construction joint and shape of concrete specimen which denoted by ratio of length and height (L/H). To show how simulate the experiment by the finite element method which is implemented the crack element model to express the behavior of joints and cracks, numerical parametric study was carried out. Consequently, spring stiffness of the crack element can be identified, and existence of different mechanism of thermal stress generation according to levels of external restriction was shown.