

# 発泡体型枠剛性への根太材形状及び押出方向の影響：押出法ポリスチレンフォームを用いたスラブ型枠の構造性能(その2)

## INFLUENCE of JOIST MEMBER SHAPE and FORM EXTRUSION DIRECTION on FORMWORK RIGIDITY: MECHANICAL PROPERTY EVALUATION of INSULATED FORMWORK MADE from EXTRUDED POLYSTYRENE FOAM (Part2)

深澤協三 — \*1 高橋誠治 — \*2 小暮直親 — \*2  
下條芳範 — \*2 江口孝明 — \*2

Kyouzou FUKAZAWA — \*1 Seiji TAKAHASHI — \*2  
Naochika KOGURE — \*2 Yoshinori SHIMOJYO — \*2  
Takaaki EGUCHI — \*2

キーワード：  
型枠, 断熱材, 加力実験, 曲げ剛性, 支圧剛性

Keywords:  
Formwork, heat insulator, Loading tests, flexural rigidity, bearing rigidity

We previously reported on the required mechanical characteristics and a deformation evaluation method for thermal insulators used in floor slabs directly above footing beams, and for formworks composed of extruded polystyrene foam that don't require removal. In the present study, bending and bearing pressure experiments were conducted on a component specimen, focusing on (1) the bending stiffness of the formwork when the polystyrene foam extrusion direction is perpendicular to the formwork bearing span, and (2) the bearing stiffness against a square pipe used as a joist member. Moreover, a full-scale experiment was conducted using loads equivalent to those during actual construction, and it was confirmed that the foam formwork deformation during construction can be assessed based on the stiffness obtained from the component experiment. In this paper, the scope of the evaluation of foam formworks in the previous report is expanded based on the results of these experiments.

### 1. はじめに

1 階床スラブの地下ピット部は外気に接する箇所と見なされ「断熱」が必要な部位である。地下ピット内は、コンクリート打設後の型枠の解体撤去が困難なケースが多いため、発泡体を用いた断熱材を床スラブの捨て型枠として用いる工法が多用されている。

発泡体を用いた床スラブ型枠について、既報<sup>1)</sup>で①根太材へのめり込み変形の影響が大きい、②要素試験体による加力実験から曲げ剛性・支圧剛性を求めた、③その曲げ剛性・支圧剛性から施工時の型枠のたわみ量が評価可能である、ことを報告した。

既報は、めり込み変形(支圧剛性)の評価については、根太材として一般的に用いられる単管パイプ(φ48.6×2.4mm)を対象とした。一方、単管パイプと並んで角パイプも根太材として多用されている。

また、床スラブ型枠に用いる押出法ポリスチレンフォームは、型枠用合板と同様に板の方向に対して異方性がある。3×6板と呼ばれるような長辺・短辺の関係が明確な場合、一般的にはポリスチレンフォーム押出方向が根太材スパン方向となるように型枠・根太材が配置され、既報の実験もポリスチレンフォーム押出方向が根太材スパン方向を対象とした。一方、図1に示す通り型枠が正方形に近い形状の場合、ポリスチレンフォーム押出方向と直交方向に根太材スパン方向なるように型枠・根太材が配置されるケースもあり得る。

本報では、上記に2点に注目して、①ポリスチレンフォーム押出方向と根太材スパン方向と直交する場合の型枠曲げ剛性、②根太材

に角パイプを用いた場合の支圧剛性、を要素試験体による構造実験により把握する。

更に、既報と同様に実大型枠材に実施工時と同等の荷重条件で載荷を行う実大実験を行い、要素試験体で得られた曲げ剛性・支圧剛性から、床スラブを用いた発泡体型枠のたわみ量が評価可能なことを確認する。

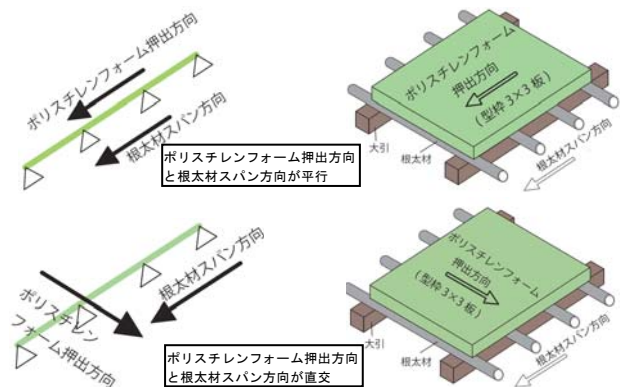


図1. 発泡体押出方向と型枠・根太材の配置の関係

### 2. 発泡体型枠の概要

本実験対象となるスラブ型枠は、図2に示す通り押出法ポリスチレンフォームの下面に割れ防止用フィルム(ポリエステル系フィルム・厚さ55μm)を接着した構造である。

※1(一社)日本建設業経営協会中央技術研究所・工博  
(〒103-0026 東京都中央区日本橋兜町12-1 太洋ビル 第2新館8階)

\*1 JARGC Central Research for Construction Technology Dr.Eng.

※2(株)JSP 建築土木資材事業部 開発部

\*2 JSP Corporation,  
Construction and Civil Engineering Materials Division

型枠の密度、強度、剛性のカタログ値を表1に示す。本型枠は図3に示す通り、RCスラブの型枠合板の代わりに用いられ、コンクリート打設後はスラブ型枠撤去を不要としている。

表1 型枠材の剛性強度(カタログ値)

板厚 (mm)	密度 (kg/m <sup>3</sup> )	ヤング係数 (N/mm <sup>2</sup> )	曲げ強さ (N/mm <sup>2</sup> )	圧縮強さ (N/mm <sup>2</sup> )	断熱材グレード (JIS規格)
30	25	34.0	0.65	0.2	XPS3種b
50		27.5	0.45		

※1 密度、圧縮強さは JIS A 9511 に定める押出法ポリスチレンフォーム保温材の最低基準値  
 ※2 ヤング係数、曲げ強さ、圧縮強さの試験方法は JIS A 9511 に準拠

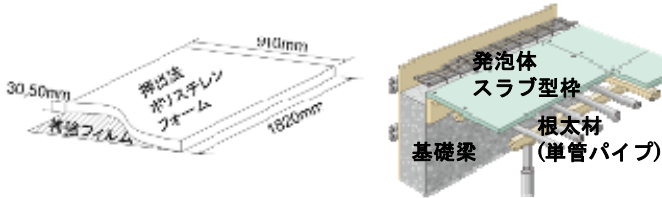


図2 発泡体スラブ型枠の概要

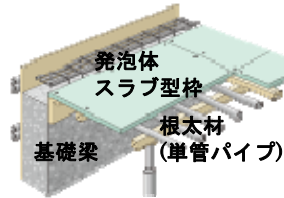


図3 工法概要

### 3. 実験計画

実験は、①曲げ実験(型枠材の曲げ剛性評価)、②支圧実験(型枠を支持する根太材へのめり込み変形に対する剛性評価)、③実施工を模した実大型枠への鉛直荷重載荷実験(以下「実大実験」と略称)、の3種類を実施する。各実験の計画を以下に示す。

#### 3-1 曲げ実験

(1) 試験体計画: 図4に示す型枠の一部を取り出した要素試験体を対象に曲げ実験を行う。実験変数は①型枠板厚(t=30, 50mm)、②支持スパン(Lo=225, 300, 450mm、曲げ剛性への支持スパンの影響を検討するもので、実物の根太間隔ではない)、である。図4中に示す通り、既報曲げ実験では、ポリスチレンフォーム押出方向(以下「MD方向」と略称)から試験体を取ったのに対して、本実験ではポリスチレンフォーム押出方向の直交方向側で(以下「TD方向」と略称)、型枠中央部より試験体を取った。試験体計画を表2に示す。6ケースで3体ずつ合計18体の実験を行う。

(2) 実験方法: 実験装置を図5に示す。単純支持した試験体に、万能試験機を用いて2点集中荷重を単調載荷する。型枠のたわみは同図中に示す通り、スパン中央部鉛直変位から支座位点鉛直変位を取り除いて求めた。また、載荷速度は10mm/分とする。

#### 3-2 支圧実験

(1) 試験体計画: 図6に示す通り要素試験体を対象に支圧実験を行う。実験変数は①型枠板厚(t=30, 50mm)②試験体採取位置(中央、端部: 押出法ポリスチレンフォーム材では中央と端部で剛性が相違する可能性があるため)である。試験体計画を表3に示す。4ケースで3体ずつ合計12体の実験を行う。

(2) 実験方法: 図7に示す通り、補強シート面に根太材として一般に用いられる角パイプ(□60×60×2.3mm)をMD方向に設置し、万能試験機により圧縮力を単調載荷する。載荷速度は10mm/分とする。

#### 3-3 実大実験

(1) 試験体計画: 実験は①発泡体の押出方向影響の検討、②根太材形状の影響の検討の2ケースを行う。図8に示す通り、①ケースでは発泡体型枠 TD方向+根太材・単管パイプの組み合わせで910

×910mmの型枠を、②のケースでは発泡体型枠 MD方向+根太材・角パイプの組み合わせで1820×910mmの型枠を用いる。

実験計画を表4に示す。①、②のケースについて、それぞれ型枠

表2 試験体計画表(曲げ実験)

板厚 (mm)	支持スパン		
	225	300	450
30	3	3	3
50	3	3	3

表中の値は同一条件の試験体数を示す

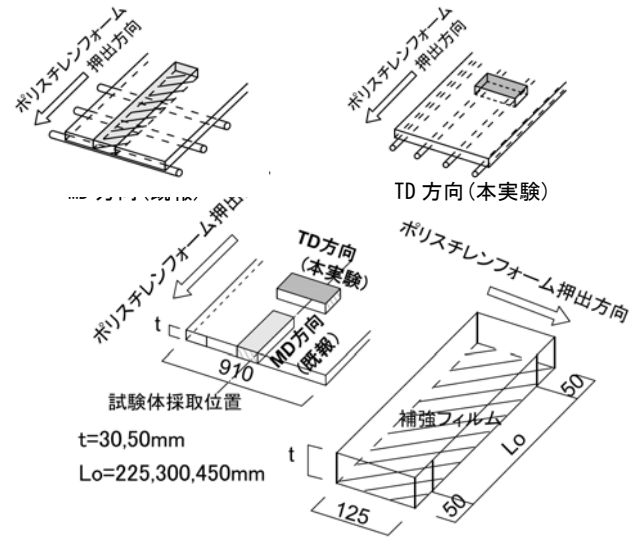


図4 試験体寸法・形状(曲げ実験)

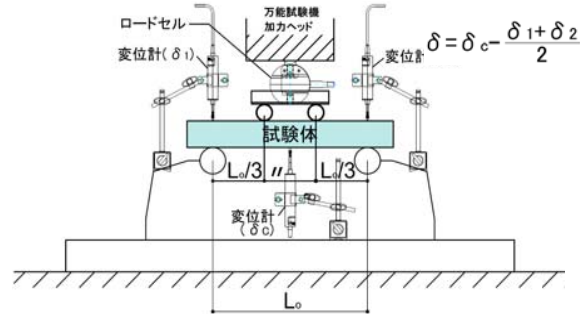


図5 実験方法(曲げ実験)

表3 試験体計画表(支圧実験)

板厚 (mm)	試験体採取位置	
	中央	端部
30	3	3
50	3	3

表中の値は同一条件の試験体数を示す

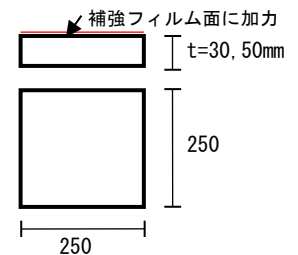


図6 試験体形状・寸法(支圧実験)

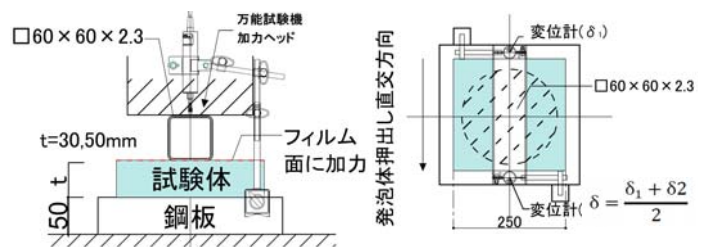


図7 実験方法(支圧実験)

板厚 t=30, 50mm の型枠を用い、試験体数は合計 4 体である。

①TD 方向+根太材・単管パイプの実験では、既報の MD 方向試験体と同じく、根太材のピッチは t=30mm が 225mm、t=50mm では 300mm である。②MD 方向+根太材・角パイプの実験では t=30mm が 260mm、t=50mm では 300mm である。

(2) 実験方法: 実大型枠を所定ピッチの根太材で支持し、打設されるコンクリート重量に相当する等分布荷重を作用させる。型枠への等分布荷重載荷は、筆者等が行った構造スリット実験<sup>2)</sup>と同様にビー

ズ材を介して行う。図 9 の通り、型枠外周に側枠を配置して発泡ポリスチレンビーズ(粒径約 0.9mm、安息角約 30 度)を約 40cm の高さで平坦に充填する(ビーズ自重で約 2.8kN/m<sup>2</sup>が作用)。ビーズ材天端に合板を敷きこんだのち、905×905×6.0・3.2mm 鋼板を 16 枚(型枠寸法 910×910mm)または 28 枚(型枠寸法 1820×910mm)を順次載せることで型枠に等分布荷重を作用させる。また、型枠中央部のたわみ及び根太材の両端部・中央部の鉛直変形から型枠及び根太材のたわみを図 8 中に示す算定式により求めた。

表 4 実験計画(実大実験)

試験体名	型枠			根太材	
	方向	寸法 (mm)	板厚 (mm)	部材寸法・形状 (mm)	ピッチ (mm)
TD30-P	TD	910×910	30	φ48.6×2.4	225
TD50-P			50		300
MD30-B	MD	1820×910	30	□60×60×2.3	260
MD50-B			50		300

4. 実験結果

4-1 曲げ実験

(1) 変形性状: 実験結果の代表例として、加力スパン L<sub>0</sub>=300mm・t=30、50mm 試験体の変形状況を写真 1 に示す。

加力スパンの約 1/20 まで加力を行ったが、いずれのケースとも型

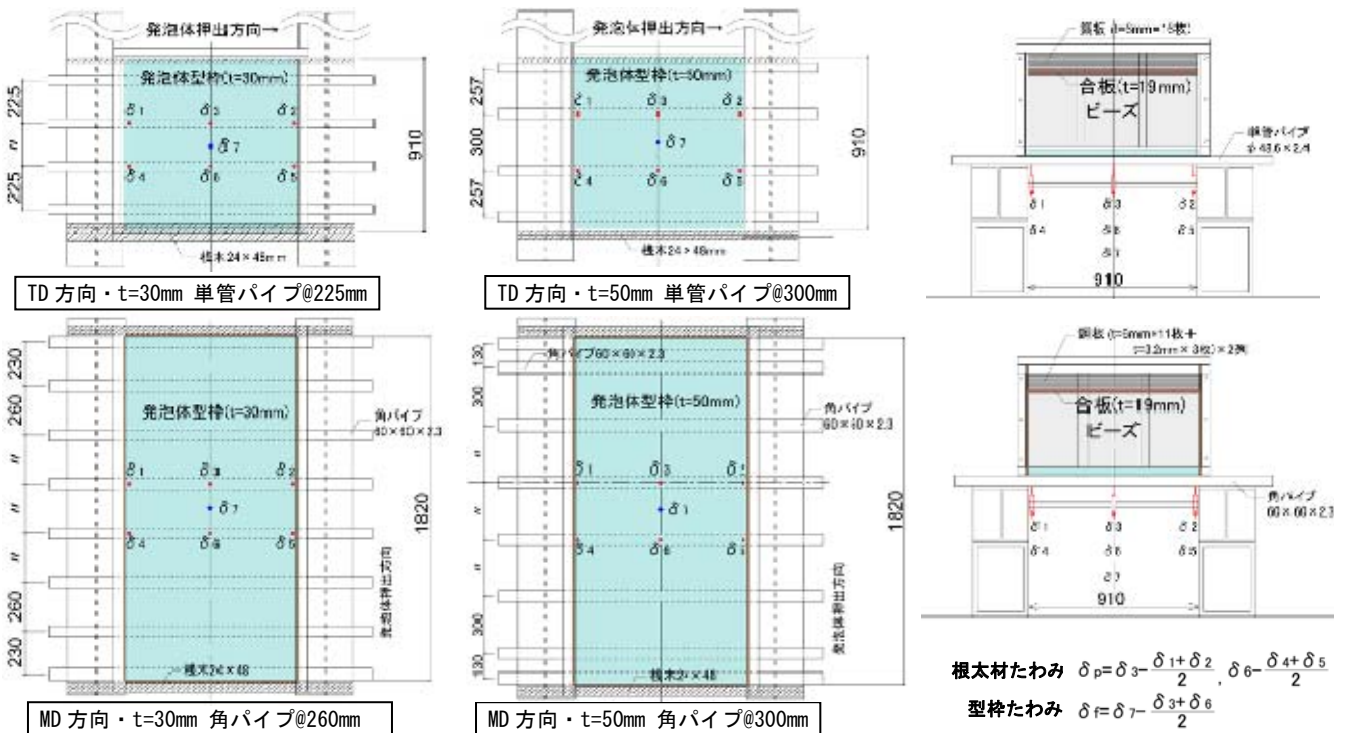


図 8 試験体形状・寸法(実大実験)

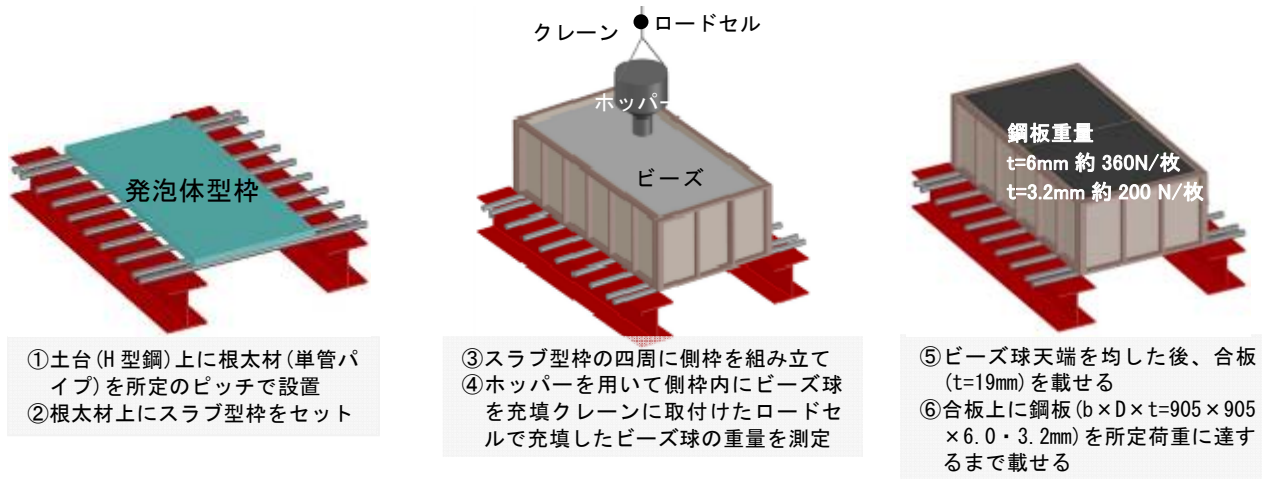


図 9 実験方法(実大実験)



枠の折損、補強フィルムの破断・剥離は生じない。また、曲げ変形  
の卓越する変形状を示す。

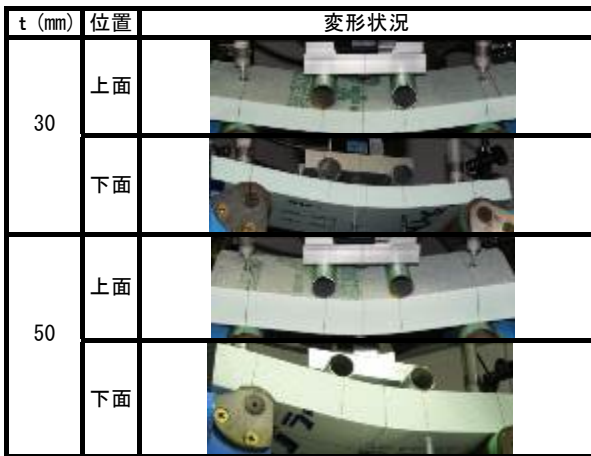


写真1 型枠材変形状の例 (曲げ実験:  $L_0=300\text{mm}$ )

(2) 荷重変形関係: 荷重変形曲線の代表例を図10に示す。同図中にはMD方向試験体の荷重変形曲線も比較のために示す。TD方向試験体もMD方向試験体と同様に  $\delta=3\text{mm}$  付近まで概ね弾性的な挙動を示す。それ以降は変形の増大に伴い剛性が低下するが、スパンの約1/20たわみまで耐力低下は生じない。なお、MD方向と同様に  $\delta=3\text{mm}$  付近まで概ね弾性範囲内に留まることから、型枠検討でたわみ量を型枠指針<sup>3)</sup>に示される許容変形量の目安である2mm以下に制限すれば、本実験範囲内では許容曲げ応力度については検討を要しない。

また、TD方向とMD方向の試験体の剛性・耐力を比較すると、 $t=30\text{mm}$  ではMD方向が高く、逆に  $t=50\text{mm}$  ではTD方向が高くなる。

既報と同様に0.5~3.0mm間の「荷重、変位」データから最小二乗法(線形近似)により勾配から初期剛性を求めた。この初期剛性と、試験体の幅・厚みの実測結果から求めた断面2次モーメントIを用いて、型枠材の等価ヤング係数Eを求め、更に同一条件3体の平均mEを求めた。実験変数とmEの関係を図11に示す。 $t=30, 50\text{mm}$ とも加力スパンに比例してmEが増大する。同図中に示す通り板厚ごとの

mEの平均値は  $t=30\text{mm}$  では  $34.8\text{N/mm}^2$  (MD方向の0.78倍)、 $t=50\text{mm}$  では  $32.6\text{N/mm}^2$  (MD方向の1.23倍)である。

同一条件試験体3体間の荷重変形曲線の比較の代表例として、 $L_0=300\text{mm} \cdot t=30, 50\text{mm}$ の荷重変形曲線を図12に示す。同図に示す通り、同一条件試験体3体間の荷重変形曲線はほぼ同様の関係を示す。また、同一条件試験体3体間の等価ヤング係数の平均値及び標準偏差を表5に示す。標準偏差は最大でも平均値の1.5%程度で、等価ヤング係数の試験体間のばらつきは少ない。

#### 4-2 支圧実験

(1) 破壊性状:  $t=50\text{mm}$ ・採取位置中央試験体の加力中及び除荷後の変形状況を写真2に示す。 $t=30, 50\text{mm}$ 試験体ともに、支圧により型枠に角パイプの形状に即しためり込み変形を生じる。同写真中に示す通り、荷重除荷後(約15mmのめり込み強制変形後)に変形の残留が認められる。

(2) 荷重変形関係: 各試験体の荷重変形曲線を図13に示す。変形の増大に伴い徐々に剛性が低下する。しかし、実験範囲の支圧変形約15mmまで耐力低下は生じない。なお、残留変形は  $t=30\text{mm}$  で約8mm、 $t=50\text{mm}$  で約10mmであり元の厚さの20~30%相当し、必要な断熱材の厚さを確保できなく可能性がある。従って、根太材が受ける荷重を図13中の初期剛性の範囲内に留める必要がある。

既報の単管パイプに対する支圧剛性と同様に、0.5~2.0mm間の「荷重、変位」データから最小二乗法(線形近似)により初期剛性  $K_{v0}$  を求めた。更に、各試験体の初期剛性  $K_{v0}$  から同一条件3体の平均  $\mu K_{v0}$  を求め、型枠単位幅1m当たりの剛性に換算した支圧剛性  $\mu K_v$  を求めた。実験変数と  $\mu K_v$  の関係を図14に示す。初期剛性は角パイプでは単管パイプと逆に  $t=50\text{mm}$  が高い値を示す。また、試験体採取位置については、単管パイプと同様に型枠端部が中央部より初期剛性が高い。同図中に示す通り、板厚ごとの  $\mu K_v$  の平均値は  $t=30\text{mm}$  では  $5.84\text{KN/mm/m}$  (単管パイプの2.38倍)、 $t=50\text{mm}$  では  $2.15\text{KN/mm/m}$  (単管パイプの3.39倍)である。

同一条件試験体3体間の荷重変形曲線の比較の代表例として  $t=30, 50\text{mm}$  採取位置中央試験体の荷重変形曲線を図15に示す。同図に示

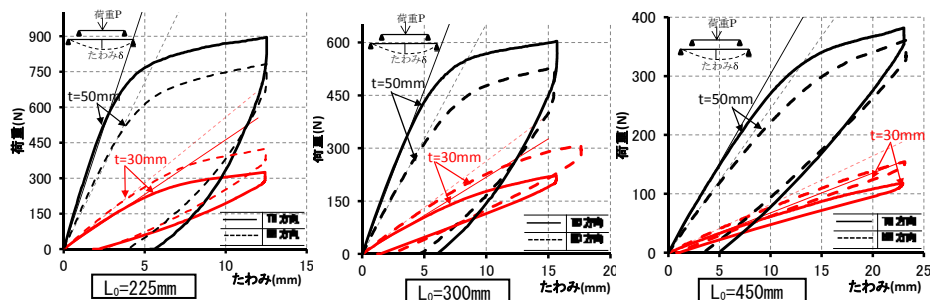


図10 荷重変形曲線 (曲げ実験)

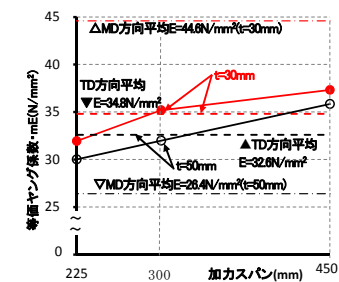


図11 発泡体の等価ヤング係数

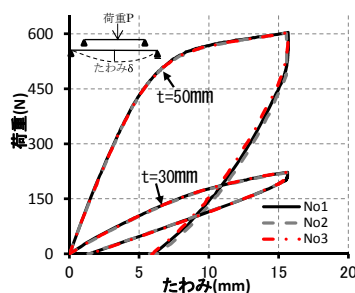


図12 同一条件試験体間荷重変形曲線比較 (曲げ実験)

表5 発泡体等価ヤング係数  
平均値・標準偏差

支持スパン (mm)	板厚 (mm)	等価ヤング係数 (N/mm <sup>2</sup> )	
		平均	標準偏差
225	30	31.94	0.183
	50	30.01	0.267
300	30	35.19	0.420
	50	31.99	0.112
450	30	37.32	0.561
	50	35.85	0.257



写真2 型枠変形状況の例 (支圧実験:  $t=50\text{mm}$ )

す通り、同一条件試験体3体間の荷重変形曲線はほぼ同様の関係を示す。また、同一条件試験体3体間の支圧剛性の平均値及び標準偏差を表6に示す。何れのケースでも標準偏差は平均値の2.3%程度で支圧剛性の試験体間のばらつきは少ない。

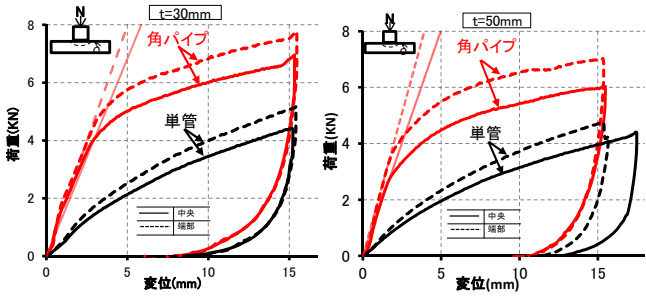


図13 荷重変形曲線(支圧実験)

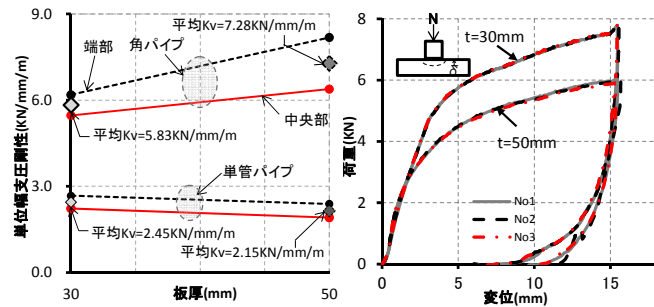


図14 型枠の支圧剛性

図15 同一条件試験体間荷重変形曲線比較(支圧実験)

表6 支圧剛性平均値標準偏差

板厚 (mm)	採取 位置	支圧剛性(KN/mm/m)	
		平均	標準偏差
30	端部	6.19	0.141
	中央	5.47	0.069
50	端部	8.17	0.124
	中央	6.39	0.045

#### 4-3 実大実験

(1) 変形状態: 各試験体とも、実験終了時まで型枠の折損は発生しなかった。写真3に角パイプによる残留変形状況を示す。実験終了後に発泡体型枠には根太材との支圧によるめり込み変形が残留する。

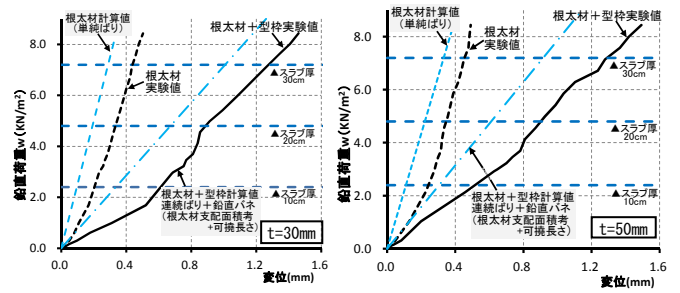
(2) 荷重～変形関係: 型枠中央スパンの中央部について、型枠全体たわみ(=型枠+根太材)と鉛直荷重wの関係を図16に示す。同図の横軸は型枠全体の中央部鉛直変位を示し、縦軸は発泡体型枠上に載せた「ビーズ材重量」及び「鋼板重量」を型枠面積で除して求めた単位面積当たりの鉛直荷重wを示す。更に、単位面積当たりの鉛直荷重から換算したコンクリート打設時のスラブ厚(コンクリート単位体積重量24KN/m<sup>3</sup>として換算)を図中に併せて示す。各試験体とも、スラブ厚30cm相当の荷重に対して剛性低下を生じない。この荷重時の型枠全体たわみ量は、根太材に角パイプを用いた試験体(発泡体型枠はMD方向)ではt=30mm、50mmとも約1.3mm、TD方向試験体(根太材は単管パイプ)ではt=30mm、50mmとも約1.5mmであり、型枠が健全な状態に留まっていることが確認できた。

図17に型枠単体のたわみと鉛直荷重wの関係を示す。型枠単体についても実験終了時まで剛性低下は生じていない。同図中に型枠中央部鉛直変形の「計算値」を示す。この計算値は図18に示す根太材ピッチを支持スパンとする支点鉛直バネ付き連続梁モデルにより求めたものである。計算に用いる型枠の「ヤング係数E」については、

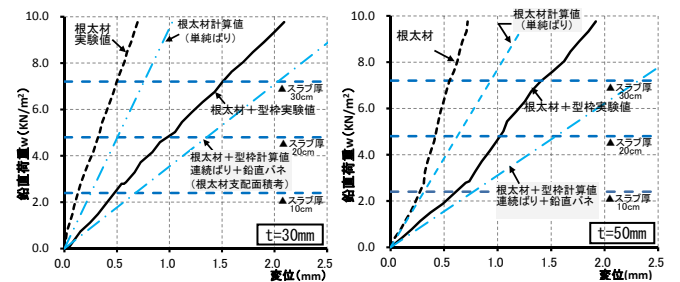
型枠発泡体TD方向は図11に示す板厚毎のEの平均とし、MD方向は同図中に示される既報の数値を用いた。「鉛直バネK<sub>v</sub>」については、角パイプは図14に示す板厚毎のK<sub>v</sub>の平均とし、単管パイプは同図中に示される既報の数値を用いた。なお、根太材に角パイプを用いた試験体では、図18中に示す通り根太材の角パイプの幅から、左右のR部分を除いた範囲を「剛域」としてモデル化した。各試験体の



写真3 型枠変形状況の例(実大実験: t=50mm)

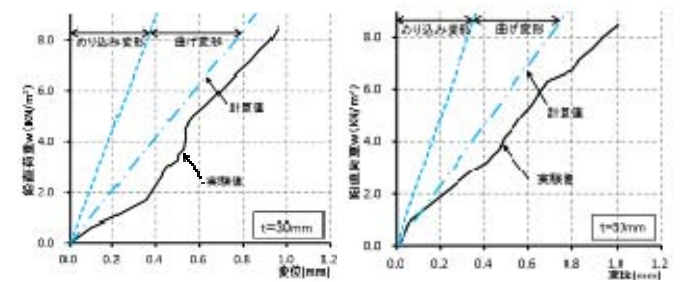


MD方向・角パイプ・1820×910mm試験体

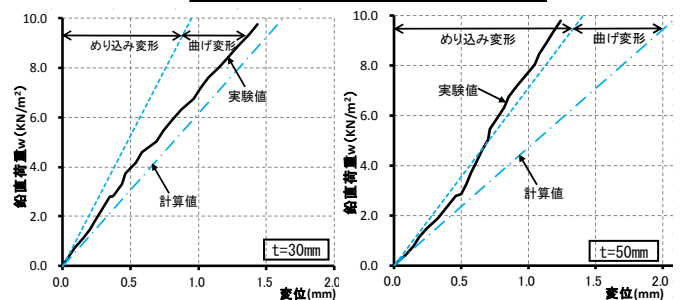


TD方向・単管パイプ・910×910mm試験体

図16 型枠全体の荷重変形曲線(実大実験)



MD方向・角パイプ・1820×910mm試験体



TD方向・単管パイプ・910×910mm試験体

図17 型枠単体の荷重変形曲線(実大実験)

w=8.0kN/m<sup>2</sup>作用時の変形図を図19に示す。角パイプ試験体のうちt=30mmではw=5kN/m<sup>2</sup>、t=50mmではw=2kN/m<sup>2</sup>以降で剛性は計算値と実験値で良い相関を示す。TD方向試験体のうち、t=30mmでは剛性は計算値と実験値で良い相関を示す。一方、t=50mmではw=3kN/m<sup>2</sup>付近からハードニングにより、実験値は計算値よりも変形が小さくなる。これは既報に示す通り、発泡体のめり込み変形の影響で型枠から根太材に作用する荷重が、スパン中央で減少するためと考えられる。以上の通り、TD方向・t=50mm試験体以外では、w=2~5kN/m<sup>2</sup>以降では、発泡体型枠の剛性を連続梁モデルで精度よく評価出来ることが明らかとなった。

また図17に示す通り、型枠単体たわみ量に対する発泡体型枠の根太材へのめり込み変形の影響が大きく、型枠単体たわみ量のうちめり込み変形は、角パイプ試験体ではt=30、50mmとも47%を占める。TD方向試験体(根太材単管パイプ)ではt=30mmが50%、t=50mmが67%を占める。

両端固定ばり+鉛直バネ(根太材支配面積考慮)で得られた型枠単体たわみ算定値に、単純ばりで求めた根太材の中央たわみを加えた型枠全体たわみの計算値と実験値の比較を図16中に示す。但し、根太材角パイプ試験体に計算値では図18に示す剛域を考慮している。角パイプ試験体ではt=30mm、50mmとも約w=4kN/m<sup>2</sup>以降で剛性は計算値と実験値で良い相関を示す。しかし、実験値は荷重の小さい範囲で剛性が低いため、w=8kN/m<sup>2</sup>時点(スラブ厚約33cm担当)の変形を

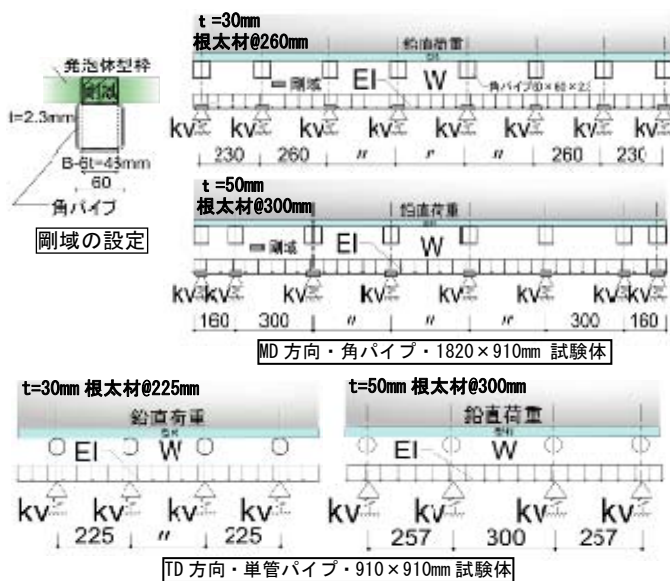


図18 型枠変形図(連続ばりモデル)

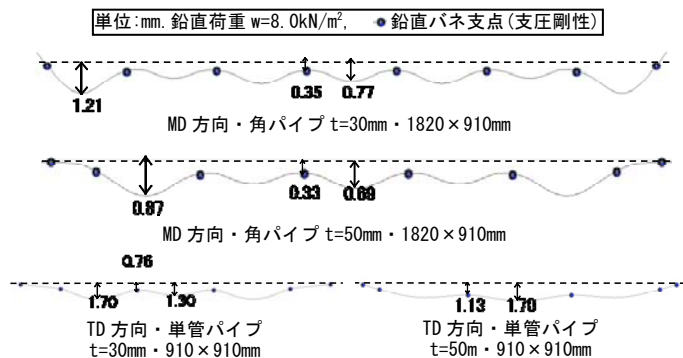


図19 型枠変形図(連続ばりモデル)

比較すると、実験値は計算値に対して t=30mm で 25% (=0.3mm)、t=50mm で 40% (=0.4mm) 大きな値を示す。荷重の小さい範囲で剛性が低い(発泡体型枠の反りの影響による)と考えられる)ことを除けば、型枠を「固定ばり(剛性考慮)+鉛直バネ」と根太材を「単純ばり」で求めた計算値は、発泡体型枠のたわみを精度良く評価できる。

一方、TD方向試験体では実験値は計算値に対して、t=30mm で 25% (=0.6mm)、t=50mm で 37% (=1.0mm) ほど小さな値を示す。t=30mm については、実験の根太材の変形が計算値よりも小さく、その差が型枠全体の実験値と計算値の差となっている。従って、型枠単体の剛性については「固定ばり+鉛直バネ」モデルで精度良く評価出来る。t=50mmの実験値と計算値の相置は、既報の通り、根太材のめり込み変形による影響であるが、計算値は実験値を安全側(変形を大きい側)に評価している。

## 5. まとめ

本実験から、押出法ポリスチレンフォームを用いた断熱材型枠の力学性状について下記の結論を得た。

- 1) 押出方向と根太材スパン方向が直交する(TD方向)発泡体型枠で根太材が単管パイプの試験体、押出方向と根太材スパン方向が平行(MD方向)な型枠で根太材が角パイプの試験体ともに、スラブ厚30cm相当の施工荷重に対して発泡体型枠の折損等はなく健全な状態を保った。
- 2) TD方向型枠の等価ヤング係数は t=30mm では 34.8N/mm<sup>2</sup>、t=50mm では 32.6N/mm<sup>2</sup> である。MD方向型枠の等価ヤング係数に対して、t=30mm では 0.78 倍、t=50mm では 1.23 倍である。
- 3) 角パイプ根太材による発泡体型枠へのめり込み変形に対する支圧剛性は、単位幅当たり t=30mm では 5.84kN/mm/m、t=50mm では 7.28kN/mm/m である。単管パイプの支圧剛性に対しては、t=30mm では 2.38 倍、t=50mm では 3.39 倍である。
- 4) 型枠単体たわみに対する根太材からの支圧のめり込み変形の影響が大きく、めり込み変形は型枠単体たわみに対し単管パイプでは約 6 割、角パイプでは約 5 割を占める。
- 5) 根太材に角パイプを用いた試験体では、根太材のたわみを単純ばりで、発泡体型枠のうち曲げ変形を角パイプ部分の剛域を考慮した両端固定ばりで、型枠の根太材へのめり込み変形を根太材の支配面積を考慮した上で実験より求めた支圧剛性からそれぞれ求め、それらを合算することで、型枠全体のたわみ量が評価できる。
- 6) TD方向型枠試験体のうち、t=30mm では「固定ばり+鉛直バネ」で型枠単体のたわみを精度良く評価できたが、根太材のたわみについては、実験値が計算値よりも小さな値を示した。また、t=50mm では根太材のめり込み変形による影響によるハードニングのため、型枠単体のたわみの実験値は計算値より小さな値を示した。

### 【参考文献】

- 1) 深澤協三、高橋誠治、小暮直親、下篠芳範、江口孝明：押出法ポリスチレンフォームを用いたスラブ型枠の構造性能、日本建築学会技術報告集、第53号、2017年2月
- 2) 深澤協三、佐藤あゆみ、江口孝明、志水一行、立花正彦：鉛直構造スリットのコンクリート側圧耐荷性能評価に関する研究、日本建築学会技術報告集、第17巻第36号、433-438、2011年6月
- 3) 日本建築学会：型枠の設計・施工指針、2011年