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

MECHANICAL PROPERTY EVALUATION OF INSULATED FORMWORK MADE FROM EXTRUDED POLYSTYRENE FOAM

 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
 *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

Kyouzou FUKAZAWA – * 1 Seiji Naochika KOGURE — * 2 Yosh Takaaki EGUCHI — * 2

Seiji TAKAHASHI — * 2 Yoshinori SHIMOJYO - * 2

The floor slabs directly above footing beams are parts of a reinforced concrete building that require insulation. A construction method using thermally insulating extruded polystyrene foam, which does not require removal, is frequently employed to simplify slab formwork dismantling in the underground pit.

Foam formwork has different mechanical characteristics to plywood formwork. However, these characteristics are still not well understood. In this study, the stiffness of polystyrene formwork is evaluated by conducting bending and bearing pressure tests using a component specimen. Moreover, a full-scale experiment is conducted under the loading conditions present during actual construction, to investigate whether the true deformation can be assessed based on the stiffness value obtained from the component tests.

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。

型枠の構造計算に用いる剛性・耐力について、型枠用合板に関し ては日本建築学会「型枠の設計・施工指針」¹⁾(以下「型枠指針」) にヤング係数、許容曲げ応力度の値が示されている。

一方、スラブ型枠に発泡体を用いることで、根太材からの支圧に よるめり込み変形など、型枠用合板とは異なる変形性状を示すこと が予想される。しかし、スラブ型枠に用いる発泡体の剛性・耐力は 簡単な曲げ試験結果を用いて評価されているが現状で、型枠材とし ての力学特性が十分な検討がされているとは言い難い。

本実験では、捨て型枠用に開発された断熱材の型枠としての力学 性能、即ち①曲げ剛性、②支圧剛性を要素試験体による構造実験に より把握する。さらに、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、床スラブに用いる発泡体(押出法ポリスチレンフォーム) 型枠のたわみ量が評価可能なことを確認する。

2. 発泡体型枠の概要

本実験対象となるスラブ型枠は、図1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。

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

(〒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)
 ² (㈱ JSP 建築土木資材事業部 開発部

2 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 ³)	ヤング係数 (N/mm ²)	曲げ強さ (N/mm ²)	圧縮強さ (N/mm ²)	断熱材グレード (JIS規格)
30	05	34.0	0.65	0.0	
50	25	27.5	0.45	0.2	APS3裡D

※1 密度、曲げ強さ、圧縮強さは JIS A 9511 に定める押出法ポリスチレン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1 発泡体スラブ型枠の概要



^{*1} JARGC Central Research for Construction Technology, Dr. Eng.

² Construction and Civil Engineering Materials Division, JSP Corporation

[&]quot;1 (一社)日本建設業経営協会中央技術研究所 工博

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3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試 験体採取位置(型枠の中央と端部。押出法ポリスチレンフォームでは、 中央部と端部で剛性が相違する可能性があるため、型枠の中央と端 部から試験体を採取)、③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)、 ④試験体に作用させる曲げモーメント符号(補強フィルム面が引張 側となる正曲げ、圧縮側となる負曲げ)、である。試験体計画を表2 に示す。各ケースで3体ずつ24ケース×3体=合計72体の実験を 行う(なお、本曲げ実験はコンクリート型枠用合板の日本農林規格





図3 試験体形状寸法(曲げ実験)



とは異なる実験方法である)。

(2) 実験方法:実験装置を図4に示す。単純支持した試験体に、ア ムスラー試験機を用いて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点部鉛直変位 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

板厚

(mm

30

50

(1) 試験体計画:図5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)である。試験体計画を表3に示す。各ケースで3体ずつ4ケー ス×3体=合計12体の実験を行う。

(2)実験方法:図6に示す通り、補強シート面に根太材として一般 に用いられる単管パイプ(φ48.6×2.4mm)を置いて、アムスラー試 験機により圧縮力を単調載荷する。また、載荷速度は 10mm/分とす る。



3

3

中央

3

3



図 5 試験体形状・寸法(支圧実験)



図6 実験方法(支圧実験)

3-3 実大実験

(1) 試験体計画:図7に示す通り1820×910mmの実大型枠を根太材 (単管パイプ)で支持した状態で発泡体型枠に等分布荷重を作用させ る。①型枠 t=30mm で根太材ピッチ 225mm、②型枠 t=50mm で根太材 ピッチ 300mm、の2タイプの試験体について実験を行う。

(2) 実験方法: 1820×910mmの実大型枠を所定ピッチの根太材(単 管パイプ 6 48.6×2.4mm) 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²⁾ と同様にビーズ材を介して行う。即ち図8に示す通り、型枠外周に 側枠を配置してビーズ材(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/m²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 28 枚(=2列×14枚)順次載せることで型枠に等分布荷重を作用させる。

また、図7中に示す通り、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測定する。

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L₀=300mm・ t=30mm・採取位置中央試験体のスラブ型枠曲げ正曲げ時(補強フィル ム面引張り側)・負曲げ時の変形状況を写真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 枠の折損は生じない。また、曲げ変形の卓越する変形性状を示す。

写真1中に示す通り、負曲げ(補強フィルム圧縮側)ではフィルム 面に座屈による「シワ」が発生して剛性低下を生じる。

(2)荷重変形関係:荷重変形曲線を図9に示す。正曲げ加力時は変 形増大に伴い徐々に剛性低下するのに対して、負曲げ加力時は写真 1に示す補強フィルムのシワの発生に伴う剛性低下が顕著である。







写真1 型枠材変形性状の例(曲げ実験:L₀=300mm)



根太材たわみ $\delta_{p}=\delta_{3}-\frac{\delta_{1}+\delta_{2}}{2}, \delta_{6}-\frac{\delta_{4}+\delta_{5}}{2}$ 型枠たわみ $\delta_{f}=\delta_{7}-\frac{\delta_{3}+\delta_{6}}{2}$



 ①土台(H型鋼)上に根太材(単管パ イプ)を所定のピッチで設置





②根太材上にスラブ型枠を セット



⑤ビーズ球天端を均した後、 合板(t=19mm)を載せる

図8 実験方法(実大実験)



③スラブ型枠の四周に側枠を 組み立て



また、試験体採取位置(中央部、端部)による荷重変形関係の相違 は少ない。

各試験体とも δ =3mm付近まで概ね弾性的な挙動を示している。発 泡体型枠は δ =3mm付近まで概ね弾性範囲内に留まることから、型枠 の検討でたわみ量を型枠指針¹⁾に示される許容変形量の目安である



図 11 発泡型枠材の等価ヤング係数

2mm以下に制限すれば、許容曲げ応力度については検討を要しない。 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、

 $L_0=300$ mm・t=30mm・採取位置中央試験体の荷重変形曲線を図 10 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。

0.5~3.0mm 間の「荷重、変位」データから最小二乗法(線形近似) により求めた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を下式より求め、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。

$$\delta = \frac{23(1/2^P)Lo^3}{648EI}$$
より
 $E = \frac{23Lo^3}{648I}K$ ただし K:初期剛性 K = $\frac{P}{2\delta}$

加力スパンが長いほど mE が増大する。また、t=30,50mm とも負曲 げ時の mE が大きな値を示す。一方、試験体採取位置の影響が少ない。 同図中に示す通り板厚毎の mE の平均値は、t=30mm では 44.6N/mm²、 t=50mm では 26.4N/mm²である。

4-2 支圧実験

(1)破壊性状:t=50mm・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=30,50mm 試験体ともに、支圧により型 枠に単管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)にもめり込み 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12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。

また、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、50mm 採取位置中央試験体の荷重変形曲線を図13に示す。



写真2 型枠変形状況の例(支圧実験:t=50mm)



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。

図12中に示す通り、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 Kv₀を求めた。更に、各試験 体の初期剛性 Kv₀から同一条件3体の平均_mKv₀を求め、型枠単位幅 1m 当たりの剛性に換算した支圧剛性_mKv を求めた。実験変数とmKv の関係を図14に示す。板厚が厚いほど支圧剛性が低下するが、これ は厚いほど可撓長さが長くなる影響と考えられる。また、型枠端部 から採取した試験体は中央部より約2割支圧剛性が高い。同図中に 示す通り、板厚ごとの mKv の平均値は t=30mm では2.45KN/mm/m、 t=50mm では2.15KN/mm/m である。



4-3 実大実験

(1) 変形性状: t=30、50mm の両試験体とも、実験終了時まで型枠 の折損は発生しなかった。また、写真3に示す通り実験終了後に発 泡体型枠には、根太材(単管パイプ)との支圧によるめり込み変形が わずかに残留する。





(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 15 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/m³として換算)を図中に併せて示す。t=30、50nm 試験体とも、スラブ厚 35cm 相当の荷重に対して剛性低下を生じない。 この時の型枠全体のたわみ量は t=30nm では 2.4mm、t=50nm では 2.2mm 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16に型枠単体のたわみと鉛直荷重wの関係を示す。型枠単体のたわみは、w=8.5KN/m²まで剛性低下は生じていない。同図中に型枠央部鉛直変形の「計算値」を示す。

この計算値は図 17 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」、「鉛直バネ K_v」はそれぞれ「4-1曲げ実験」 及び「4-2支圧実験」結果による。「ヤング係数 E」は図 11 に示す板 厚毎の E の平均とした。「鉛直バネ K_v」は根太材(単管パイプ)に対 する型枠の支圧剛性であり、図 14 に示す板厚毎の K_vの平均とした。

w=8.5KN/m²作用時の変形図を図 18 に示す。また、図 16 の型枠単 体の荷重変形曲線上にも、この計算値を併せて示す。図 16 に示す通 り t=30mm 試験体では計算値と実験値は良い対応を示す。一方、 t=50mm 試験体では δ =1.2mm 付近から実験値ではハードニングが発 生して、w=8.5KN/m²作用時変形の計算値は実験値の 1.65 倍となる。



図 18 型枠変形図(連続ばりモデル)

また、図 16、18 中に示す通り、型枠の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、型枠鉛直変形のうち めり込み変形は t=30mm では 58%を、t=50mm では 63%を占める。

t=50mm 試験体でハードニングを生じる原因には、根太材の曲げ変 形により、発泡体型枠と根太材との接触圧力の根太材材軸方向での 変動が考えられる。即ち、根太材の曲げ変形が大きくなるスパン中 央部では、型枠と根太材の接触圧力が減少して、型枠たわみの 63% を占めるめり込み変形が減少するため、スパン中央部の型枠のたわ み量の減少に繋がる。この点を図 19 に示すモデルにより検討した。 この解析モデルは、根太材を BEAM 要素で、発泡体型枠を SHELL 要素 でモデル化して、両者を支圧剛性に相当する鉛直バネで結合したも のである。図 20 に解析で得られた鉛直バネの単位長さ当たり軸力(= 接触圧力に比例する)を示す。根太材スパン中央部では鉛直バネの単 位長さ当たり軸力が減少している。また、根太材1 スパン当たりの 反力も連続ばりモデル(図 19 のモデルを連続ばり(支点鉛直バネ考 慮)で解析。この場合根太材は剛体と等価)の結果と相違しており、 根太材の曲げ変形により接触圧力の変動が生じることが判る。

図 21 に発泡体型枠単体の鉛直変形を「単純ばり」「両端固定ばり」 で算定した結果と実験値の比較を示す。両端固定ばりに鉛直バネを 考慮したうえで、鉛直バネの変形を根太材の支配面積を1スパン分 の鉛直反力で求めたモデル(「両端固定ばり+鉛直バネモデル」では、 支点反力は1/2 スパン分の荷重) での算定値は、実験値及び連続ば りモデルと良い対応を示す。

この両端固定ばり+鉛直バネ(根太材支配面積考慮)で得られた型 枠単体のたわみ算定値に、単純ばりで求めた根太材の中央たわみを 加えた型枠全体のたわみの計算値と実験値の比較を図 15 中に示す。 t=30mm 試験体では計算値と実験値の剛性はほぼ一致する。t=50mm 試験体では計算値と実験値の剛性は δ =1.2mm 付近のハートニング 以前はほぼ一致するが、以降は実験値の変形が小さくなる。



図 19 型枠解析モデル (SHELL+BEAM 要素)



なお、図 18 の型枠変形図に示す通り、型枠の変形は連続ばり中央 スパンよりも端部スパンで大きくなる(端部スパンは負側へのモー メントの釣り上がりが少ないため)。この点を考慮して、一端ピン他 端固定で根太材支配面積考慮した鉛直バネ付きのはりモデルでの鉛 直変形算定結果を表4に示す。端部スパンの型枠の変形は一端ピン 他端固定+鉛直バネモデルで安全に評価できる。



表4 端部スパン型枠たわみ算定値

板厚(mm)	型枠中央	とたわみ(mm)	ビン支点支配面積、固定端支配面積
	連続ばり	片端ピン・他端固定 + 鉛直バネ	→ 鉛直荷重 → 型枠 → ① W
30	1.62	1.95	
50	2.16	2.35	kv系 El kv系 (解析モデル)

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本実験の範囲内では、スラブ厚35cm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発泡体型枠の施工荷重によるたわみは、根太材(単管パイプ)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の全たわみの約6割を占める。
- ③曲げ試験では、発泡体型枠材はδ=3mm付近まで弾性範囲内にあり、 支持スパンの1/20のたわみを与えても型枠の折損は生じない。
- ④発泡体型枠のヤング係数は t=30mm では 44.6N/mm²、t=50mm では 26.4N/mm²である
- ⑤単管パイプ(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 2.45KN/mm/m、t=50mm では 2.15KN/mm/m である。
- ⑥曲げ試験から求めたヤング係数と、支圧試験から求めためり込み 変形に対する支圧剛性を用いて、発泡体型枠単体の施工荷重に対 するたわみを評価できる。
- ⑦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、スラブ型枠全体のたわみ量が評価できる。

【参考文献】

1)日本建築学会:型枠の設計・施工指針、2011年

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

[2016年5月30日原稿受理 2016年7月20日採用決定]