

大火打ちを採用した山留め壁の変形抑止工法の開発

富安 祐貴 元井 康雄

Development of Efficient Pre-Loading Method for Earth Retaining Wall Using Corner Angle Brace During Excavation

Yuki Tomiyasu Yasuo Motoi

Abstract

Corner angle braces are adopted as timber supports for earth retaining walls depending on the plan or section of the excavation. However, the larger the excavation scale, the less efficient the timber support. Based on this background, a method was proposed to introduce an axial force to timber supports. In this method, hydraulic jacks are inserted into walings as well as corner angle braces. A scaled model test and a full-scale test at a construction site were conducted. These tests revealed that the proposed method increased the axial force of each corner angle brace efficiently when the hydraulic jacks were activated. In addition, the design method for earth retention adopting the proposed method was investigated through analyses.

概要

掘削工事において、平断面の形状や敷地条件などにより山留め支保工として一般的な井桁状の切梁の採用が困難な場合、山留め支保工として大火打ちが採用される。ただし、大火打ちの本数が多い場合や平面形が不整形な場合は、各大火打ち部材の軸力が不均一となりやすく、山留め壁の過大な変形の原因となる。これを解消し、大火打ちを採用した山留め壁の変形をより効率的に抑止するため、腹起しにプレロードジャッキを追加し、大火打ちとともにプレロード時に軸力を導入する工法を提案した。模型実験と実際の山留め架構を用いた実大実験、およびその再現解析を実施し、提案工法の適用によってプレロード時に支保工へ効果的に軸力を導入できることを確認した。さらに、解析上のパラメトリックスタディにより、山留めの設計に提案工法の効果を反映する手法を検討した。今後、適用実績を蓄積し本検討結果の妥当性及び詳細な施工方法を検証していく予定である。

1. はじめに

掘削工事において、平断面の形状や敷地条件などにより、山留め支保工として一般的な井桁状の切梁の採用が困難な場合に、大火打ちが採用される^{1),2)}。大火打ちは、隣接する山留め壁を斜め方向に接続する軸部材であり、各部材が長さに応じて異なる軸剛性を有している。そのため、掘削過程で軸力が不均一となりやすい傾向にある。その結果、一部の大火打ちで軸力が低下すると、山留め壁の変形が過大となる場合がある。特に、平面規模が大きく大火打ちの本数が多い場合や、平面形が不整形で大火打ちの架構が非対称な形状となる場合においては、この点が山留め計画上の課題となる。

そこで、従来プレロードジャッキ（以下、ジャッキ）が配置されていた大火打ちに加え、腹起しにもジャッキを配置し、大火打ちの架構全体へ軸力を導入可能な工法を開発した（Fig. 1, 以下、開発工法）。これによってプレロードの効果が向上すれば、大火打ちに支えられた山留め壁の変形を従来よりも効率的に抑止できる。

このような背景のもと、開発工法を適用した場合の山留め架構の挙動を確認するため、模型実験を実施した。さらに、実際の山留め架構を用いた実大実験を実施し、開発工法の適用効果について検証した。また、実大実験

の再現解析を行い、実験結果の妥当性を確認した。加えて、開発工法の効果を山留め計画において考慮できるようにするため、解析上のパラメトリックスタディを実施した。その結果から、開発工法の効果を、山留めの設計で慣用されている梁・ばねモデル解析に反映させる手法を考案した。

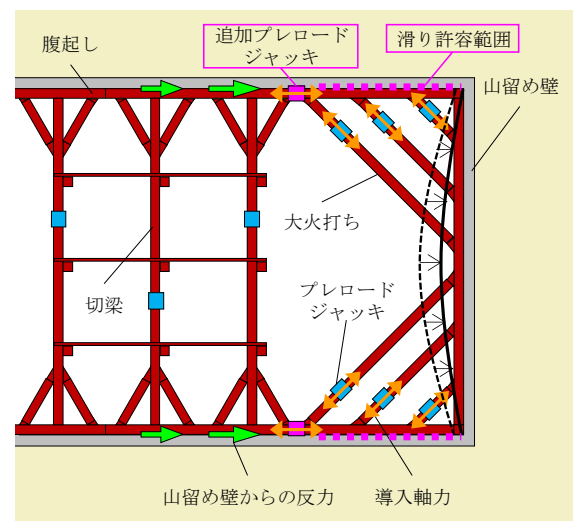


Fig. 1 腹起しにジャッキを追加した軸力導入方法
Pre-Loading Method with Additional Jacks in Walings

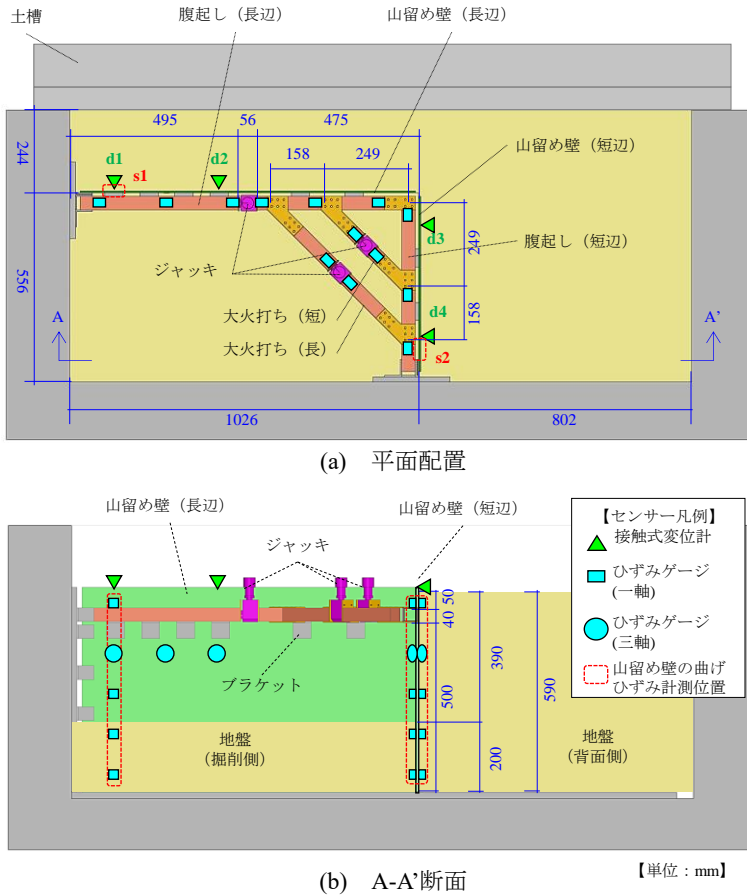


Fig. 2 実験に用いた模型の構成
Layout of Scaled Model

本論文では、これらの実験および解析に基づく検討結果について述べる。

2. 模型実験による山留め挙動の確認

2.1 実験条件

開発工法を適用した場合の山留めの挙動を確認するため、模型実験を実施した。Fig. 2に、実験に用いた模型の構成を示す。本実験では、掘削平面のうち1隅角部を抽出し、土槽内に山留め壁、支保工（大火打ち、腹起し）および地盤の模型を作製した。支保工のうち2本の大火打ちおよび腹起し（長辺）には小型の油圧ジャッキを挿入した。これを用いて実施工におけるプレロードを再現した。

Table 1に構造物模型の仕様を示す。山留め壁は鋼板、支保工はアルミ合金製の角パイプとした。Table 2に地盤模型の特性を示す。地盤材料には珪砂7号を用いた。緩い砂地盤を想定して目標相対密度を40%とし、締固めにより乾燥地盤を作製した。また、掘削途中の状態を想定し、Fig. 2 (b)に示すように山留め壁の掘削側と背面側には390mmの高低差を設けた。

本実験では、油圧ジャッキによる荷重方法を変えた2ケース(C1, C2)を実施した。Fig. 3に、各ケースの荷重条件を示す。図中(a)に示すC1では、3台設置したジャッキのう

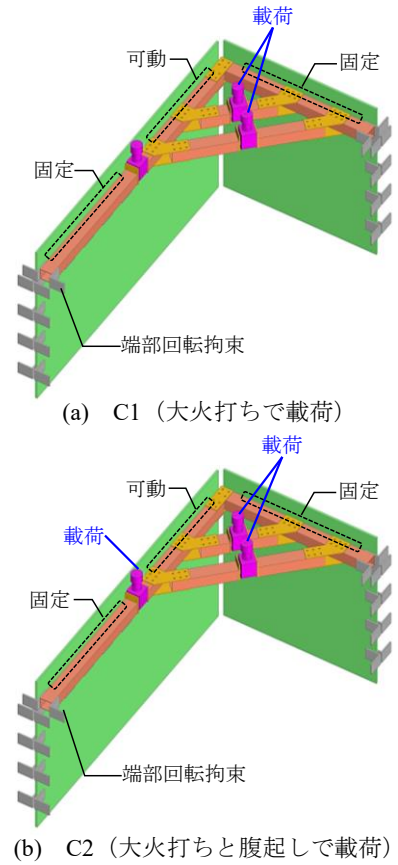


Fig. 3 各実験ケースの荷重条件
Loading Conditions of Test Cases

Table 1 構造物模型の仕様
Specification of Structure Models

模型	材料	断面
山留め壁	SS400	板材：厚さ6mm
支保工	A6063	角パイプ：外寸40mm×40mm，肉厚2mm

Table 2 地盤模型（珪砂7号）の特性
Characteristics of Ground Model

土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	最大乾燥密度 ρ_{dmax} (g/cm ³)	最小乾燥密度 ρ_{dmin} (g/cm ³)	目標相対密度 D_r (%)	目標空隙比 e	目標乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)
2.67	1.64	1.30	40	0.88	1.42

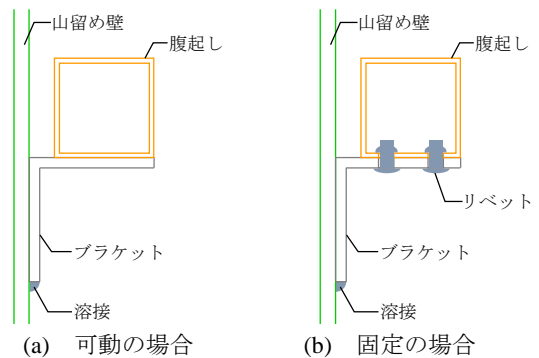


Fig. 4 山留め壁・ブラケット・腹起しの接合 (断面)
Bonding Conditions between Structure Models

ち大火打ち（長），大火打ち（短）のみで载荷を行った。一方、図中(b)に示すC2では3台のジャッキ全てで载荷した。C1, C2ともに、各ジャッキで1台ずつ順に载荷を行い、これを複数回繰り返して段階的に軸力を導入した。C2は開発工法を想定したケース、C1はそれに対し腹起しの载荷を行わない比較用のケースとなる。

なお、2つの山留め壁（長辺、短辺）は隅部で接合せず、独立に変位するものとした。これは、鉛直部材（芯材）のみに山留め壁としての剛性を期待するソイルセメント壁を想定したためである。山留め壁の下端は土槽の底面に固定した。山留め壁と土槽の側面との接触部にはアングル材を配置し、山留め壁の鉛直軸回りの回転を拘束した。また、腹起しはブラケットを介して山留め壁に固定または支持させた。

一般的に、大火打ちを採用した山留めでは、腹起しの横滑りを防ぐために滑止めを設置し、腹起しの軸力が山留め壁に伝達される機構を設ける。ただし、開発工法では腹起し（長辺）に設置したジャッキによって大火打ち部材へ軸力を導入するため、一部の範囲で滑止めを未設置としておく必要がある。したがって、本実験においても腹起し（長辺）のうち一部はブラケットにより鉛直方向のみ支持され、水平方向には可動とした(Fig. 4 (a))。一方、腹起しの残りの範囲は、鉛直方向、水平方向ともにブラケットに固定した。固定方法としては、実施工における金物の溶接による方法を想定し、リベットで腹起しとブラケットを接合した(Fig. 4 (b))。なお、リベットとその下孔の直径差は0.2mmであり、この隙間が後に述べる山留め壁の変位の計測結果に及ぼした影響は比較的小さかったと考えられる。

本実験の計測項目は、山留め壁頭部の変位、山留め壁のひずみ、支保工のひずみであり、各センサーの配置をFig. 2に併せて示す。

2.2 実験結果

Fig. 5, Fig.6に、ジャッキ载荷時の支保工の軸力と山留め壁（短辺）の変位を各ケースについて示す。ここで、支保工の軸力は、ジャッキの近傍で計測した支保工の軸ひずみより算定した。また、各図中横軸に示すStep1~4は、2本の大火打ちの平均軸力がC1とC2で同程度となった段階を抽出したものである。

Fig.5より、C1では载荷を行った大火打ち（長），大火打ち（短）のみで軸力が増大し、腹起し（長辺）では軸力が大きく変化していないことが分かる。また、2本の大火打ちのうち一方の軸力が増大すると他方の軸力が減少する傾向にある。また、山留め壁（短辺）のうち隅部から遠いd4では背面側へ変位するが、隅部から近いd3では掘削側へ変位している。これは、山留め壁（長辺）で生じた背面側への変位に山留め壁（短辺）が引っ張られた結果と考えられる。

一方、Fig. 6に示すC2では大火打ち（長），大火打ち（短），腹起し（長辺）それぞれで軸力が増大しており、2本の大

火打ちの軸力の不均衡がC1よりも小さい。また、山留め壁は、d3とd4で同程度背面側へ変位している。このことから、大火打ちに加えて腹起しにもジャッキ载荷を行うことで、各大火打ちの軸力や山留め壁の背面側への変位のばらつきを小さくすることが可能と考えられる。

Fig. 7に、山留め壁（短辺）の曲げモーメント分布を示す。ここで、曲げモーメントは山留め壁の両面で計測したひずみから曲げひずみを算定して求めたものであり、掘削側へ凸となる方向を正として示す。Fig. 7より、C1, C2ともに支保工を架設した深度(GL-90mm)付近で背面側に凸となる方向に、それ以深では掘削側に凸となる方向に曲げモーメントが生じており、支保工の軸力導入による影響が確認できる。また、C1では Step 3において曲げモーメントの変化が顕著である。これは、山留め壁の曲げひずみを計測した地点に近い大火打ち（長）の軸力がStep 3で大きく増大したためと考えられる。一方、C2では各Step毎の支保工の軸力の増大にともない、段階的に曲

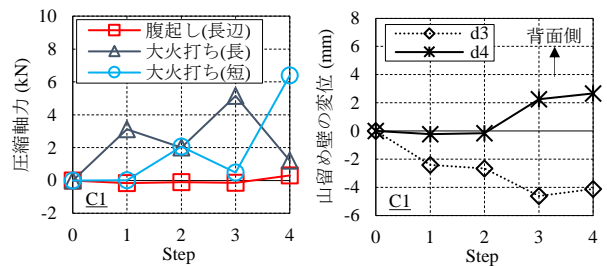


Fig. 5 支保工の軸力と山留め壁の変位 (C1)
Axial Force of Timber Supports and Displacement of Earth Retaining Wall (C1)

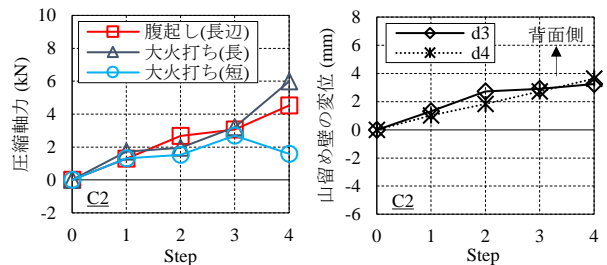


Fig. 6 支保工の軸力と山留め壁の変位 (C2)
Axial Force of Timber Supports and Displacement of Earth Retaining Wall (C2)

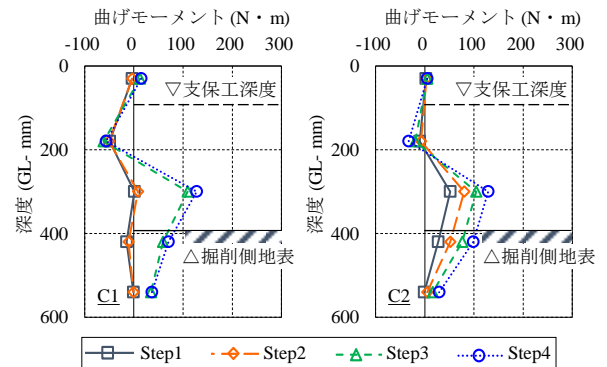


Fig. 7 山留め壁（短辺）の曲げモーメント分布
Bending Moment Distribution of Earth Retaining Wall

げモーメントが変化する傾向にある。

Fig. 8に、山留め壁の変位増分と各支保工への導入軸力の関係をC2について示す。図中の横軸には各ジャッキで載荷を行った際の軸力の変化を、縦軸にはそのときの山留め壁の変位増分をd2, d4について示している。Fig. 8より、腹起し(長辺)でジャッキ載荷した際は、山留め壁の背面側への変位が長辺側よりも短辺側で大きくなる傾向にある。一方で、大火打ち(長), 大火打ち(短)でジャッキ載荷した際は、山留め壁の背面側への変位が長辺側と短辺側で同程度、または短辺側でやや小さくなる結果となった。このことから、腹起し(長辺)でのジャッキ載荷は、山留め壁(短辺)を背面側へ押し戻す上で有効と考えられる。

以上の実験結果より、プレロード時に腹起しにもジャッキ載荷を行うことで、各大火打ちに均等な軸力を導入し、短辺側の山留め壁全体を背面側へ押し戻すことが可能であることが確認された。

3. 実大実験による適用効果の検証

3.1 実験条件

実際の山留め壁および支保工において開発工法の適用効果を確認するため、現場の山留め架構を用いた実大実験を行った。Fig. 9に、実大実験における山留め支保工の平面配置を示す。現場の掘削平面規模は30m×150m程度であり、長辺側の山留め支保工として2段の切梁が、短辺側の山留め支保工として3段の大火打ちを採用している。本実験では、このうち2段目の腹起しに対してジャッキを追加し、軸力を導入した。Fig. 9に示すように、掘削平面は不整形な形状となっており、北側の隅部と南側の隅部で異なる角度、長さの大火打ちが配置されている。また、

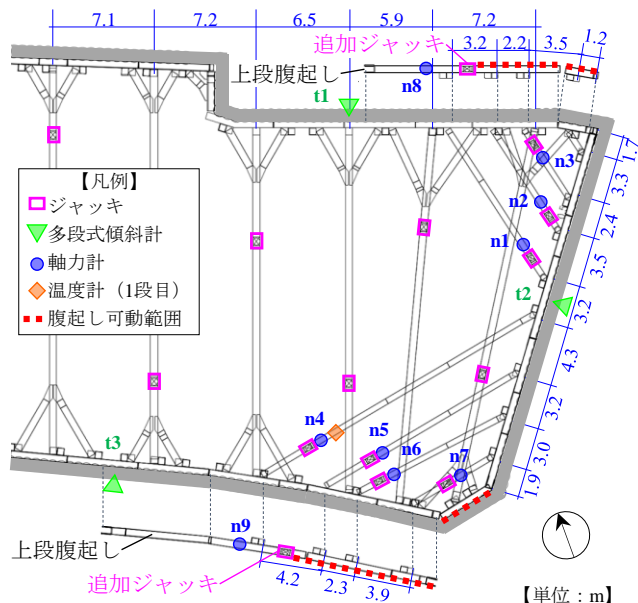


Fig. 9 実大実験における山留め支保工(2段目)の平面配置
Layout of Timber Supports in Full-scale Test

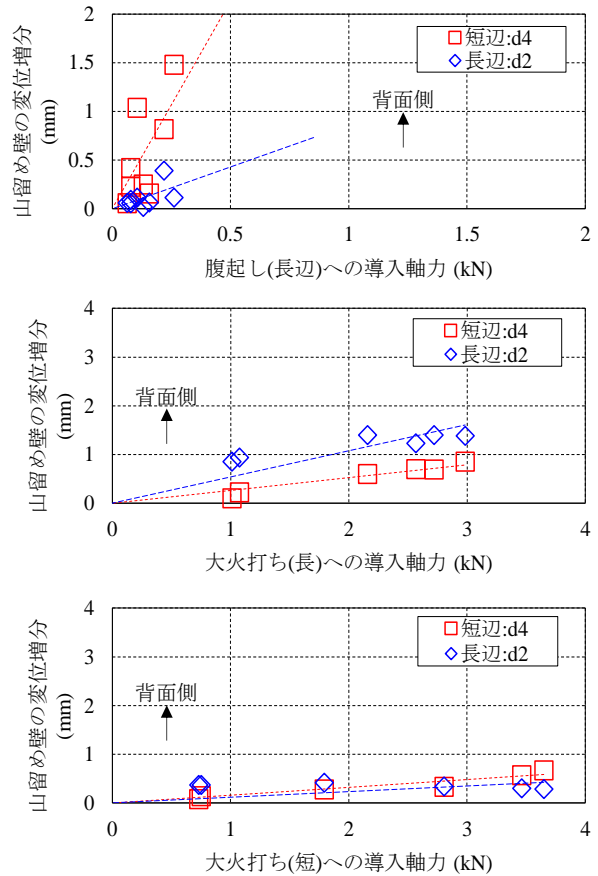


Fig. 8 山留め壁の変位増分と各支保工への導入軸力の関係 (C2)
Increment of Earth Retaining Wall Displacement - Introduced Axial Force of Timber Supports (C2)

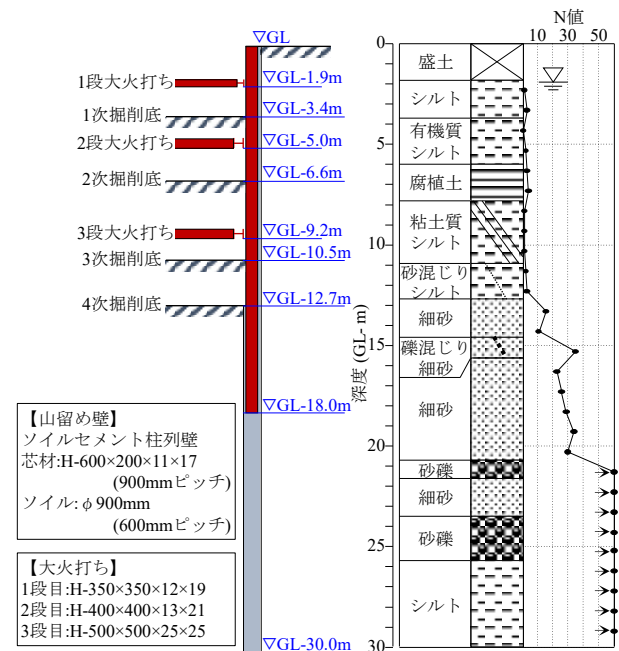


Fig. 10 短辺側の山留めの断面および土質柱状図
Section of Earth Retaining and Soil Boring Log

長辺側の山留め壁を支承する切梁と大火打ちが重なる平面配置となっており、腹起しが一部2段重ねとなっている。このうち、上段の腹起しに大火打ちが接続されており、追加ジャッキも上段の腹起しに配置した。なお、本来、開発工法では最長の大火打ちの外側 (Fig. 9における紙面左方向) にジャッキを追加する仕様を想定しているが、本実験では施工計画の都合上、最長の大火打ちと2番目に長い大火打ちの間にジャッキを追加した。また、2.1節で述べた模型実験の条件と同様に、長辺側の上段腹起しの一部では、滑止めを未設置とし腹起しが軸方向に可動な状態とした (Fig. 9中、赤色点線部分)。なお、滑止めには金物の溶接による方法を採用した。

Fig. 10に、短辺側の山留め壁の断面および土質柱状図を示す。山留め壁はソイルセメント柱列壁であり、芯材がGL-18.0mまで、ソイルセメントコラムがGL-30.0mまで根入れされている。工事では、最終的にGL-12.7mまで掘削を行うが、本実験はGL-6.6mまで掘削した2次掘削後の状態で、2段目の支保工を対象として実施した。地盤は、盛土以深、GL-12m程度までが腐植土層を含むシルト主体の地層、GL-20m程度までが細砂、GL-25m程度までが砂礫、それ以深が固結したシルトで構成されている。

Table 3に本実験の载荷条件を示す。载荷はStep①～Step③の3段階で実施した (以後、各Stepを単に①、②、③と呼称する)。①では、初期軸力の導入として、大火打ちに山留め計画上のプレロード量の1/3を载荷した。計画値の1/3としたのは、後の②の段階で腹起しへ導入した軸力が1本の大火打ちに集中的に伝達されたとしても、部材応力が許容応力度を超過しないようにするためである。②では、開発工法を想定して腹起しに载荷した。また、腹起しへの载荷にともない、ジャッキの外側に位置する最長の大火打ち(n1, n4)の軸力が低下したため、①と同じ軸力を再载荷した。②の後、一度腹起しに载荷したプレロード量を除荷し、一部未設置としていた滑止めを全て設置したうえで、従来工法を想定した③を実施した。③では、大火打ちに山留め計画上のプレロード量を载荷した。

本実験の計測項目は、多段式傾斜計による山留め壁の変位、ひずみ計による支保工の軸力、支保工の温度であり、その配置をFig. 9に併せて示す。

3.2 実験結果

Fig. 11に、1段目の支保工の温度と付近の気温の推移を示す。支保工の温度は、Fig. 9に示すn4の直上付近で計測した。気温は、現場から約3.4km離れた気象観測台の記録である。横軸の経過日数は、①実施日の午前0時を起点としている。図中には、各Stepの開始時刻および終了時刻を一点鎖線で示している。開始時刻は载荷を行う直前の時刻とし、終了時刻は軸力導入後から支保工の温度が3.6°C上昇した時刻とした。これは、温度応力の影響が同等の条件で①～③の比較を行うためである。

Fig. 12に、支保工の軸力の推移を示す。なお、図中には、温度変化の影響が補正されていない軸力値を示す。横軸

Table 3 実大実験の载荷条件
Loading Condition of Full-scale Test

Step		①	②	③	
想定		初期軸力	開発工法	従来工法	
滑止め		長辺側の一部で未設置		全て設置	
導入軸力 (kN)	大火打ち (北側)	n1	180	180	530
		n2	160	载荷なし	490
		n3	150	载荷なし	450
	大火打ち (南側)	n4	190	190	570
		n5	210	载荷なし	620
		n6	170	载荷なし	520
		n7	150	载荷なし	460
	腹起し	n8	载荷なし	400	载荷なし
		n9	载荷なし	400	载荷なし

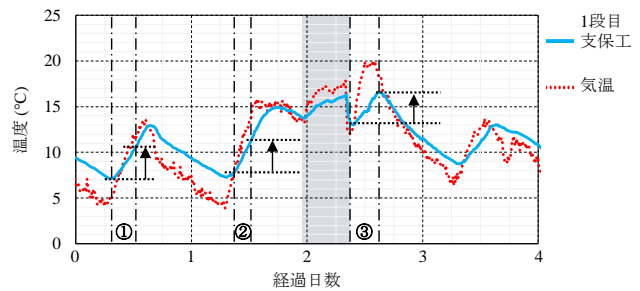


Fig. 11 支保工の温度及び付近の気温の推移
Temperature of Timber Support and Atmosphere

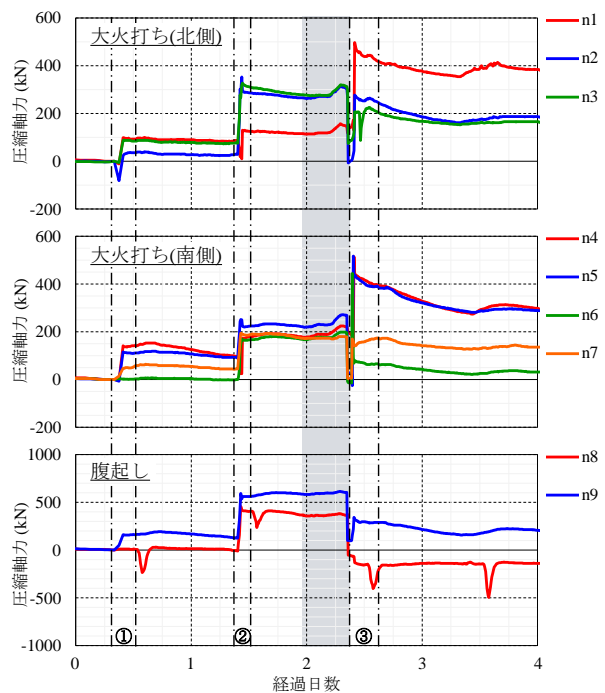


Fig. 12 支保工の軸力の推移
Axial Force of Timber Supports

の値はFig. 11と同様である。図より、①～③の各Stepでの
 载荷に応じて支保工の軸力が変化していることが分かる。
 ただし、①においては大火打ちのn2, n6, 腹起しのn8で
 軸力の変化が小さかった。その後、②の载荷を行うと、
 これらの支保工でも軸力が増大した。さらにその後、腹
 起しのジャッキを一度除荷し、③を行うと、各大火打ち
 で軸力が増大した。ただし、n2, n3, n6, n7では軸力の
 変化が比較的小さくなった。このとき、腹起しのn8では
 引張側の軸力が生じたが、これはn1とn2の軸力差による
 影響と考えられる。また、n8では定期的にスパイク状に
 軸力が減少している。これは、Fig. 11に示す支保工温度、
 気温のピーク時と対応していることから、温度応力による
 影響と考えられる。また、通常、気温は昼間に上昇し
 夜間に低下する傾向にあるが、②と③の間（図中、網掛
 け部）においては夜間も気温が上昇し続けていた。Fig. 12
 に着目すると、この時間帯において大火打ちの軸力が増
 大していることが分かる。

Fig. 13に、山留め壁の変位の推移を示す。図中には、山
 留め壁の頭部、载荷を行った2段目支保工の直上および直
 下の計3深度の結果を示している。横軸の値はFig. 11と同
 様である。Fig. 13より、①では、長辺が北側、南側ともに
 背面側へ変位するものの、短辺は掘削側に変位している
 ことが分かる。これは、長辺側の背面側への変位に短辺
 側が引っ張られた結果と考えられる。②では、長辺の北
 側と南側、および短辺で背面側へ変位している。③では、
 長辺の南側および短辺で背面側へ変位しており、長辺の
 北側は細かな変位の変動が相対的に大きくなっている。
 変動の原因は不明だが、長辺の北側の計測点(t1)は切梁の
 架設位置に近く、対面する山留め壁の変位や切梁の軸力
 の変化の影響が表れやすかったものと推察される。また、
 通常とは異なる気温変化が生じた時間帯（図中、網掛け
 部）では、長辺が背面側へ、短辺が掘削側へ変位した。

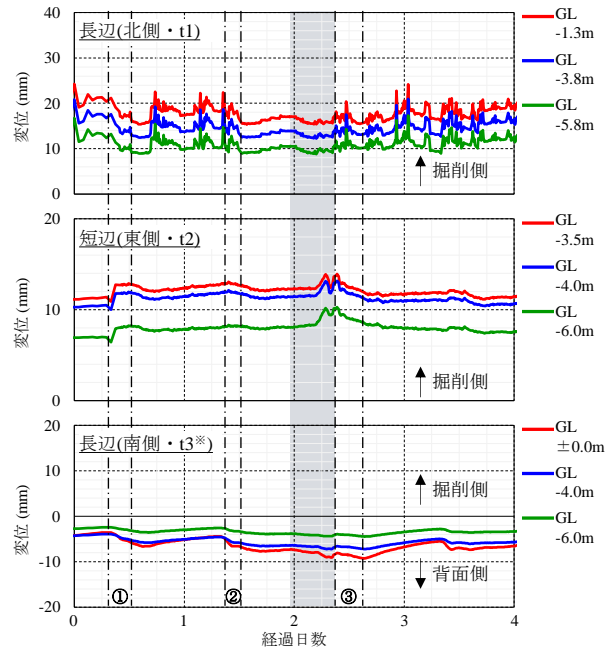
Fig. 14に、山留め壁の変位増分と山留め壁への伝達荷
 重の関係を示す。縦軸の値は、2段目支保工の架設深度
 (GL-5.0m)における山留め壁の変位増分である。横軸の値
 は、下式(1)により算定した、単位幅の山留め壁に対する
 伝達荷重 P_V である。

$$P_V = \frac{\sum(N_i \times \sin\theta_i)}{B_W} \quad (1)$$

ここに、 P_V : 単位幅の山留め壁に対する伝達荷重
 (kN/m)、 N_i : 大火打ちへの導入軸力(kN)、 θ_i : 山留め壁と大
 火打ちがなす角度(°)、 B_W : 山留め壁のうち大火打ちに支
 えられた範囲の幅(m)である。

Fig. 14より、①においては前述のように、長辺が背面側
 へ、短辺が掘削側へ変位しており、両者の変位差が大き
 い。②および③では、北側と南側の長辺および短辺で概
 ね背面側への変位を生じている。②と③の短辺での結果
 を比較すると、②が試験的な軸力導入方法であったため
 荷重レベルが③よりも小さいものの、山留め壁に伝達さ
 れる荷重に対する山留め壁の変位増分の比率に着目する
 と、②が③と同程度以上の効果を発揮したと考えられる。

Fig. 15に、各支保工部材の軸力残留率を示す。ここで、



※ t3の変位は1次掘削終了時点からの発生値を表す

Fig. 13 山留め壁の変位の推移
 Displacement of Earth Retaining Walls

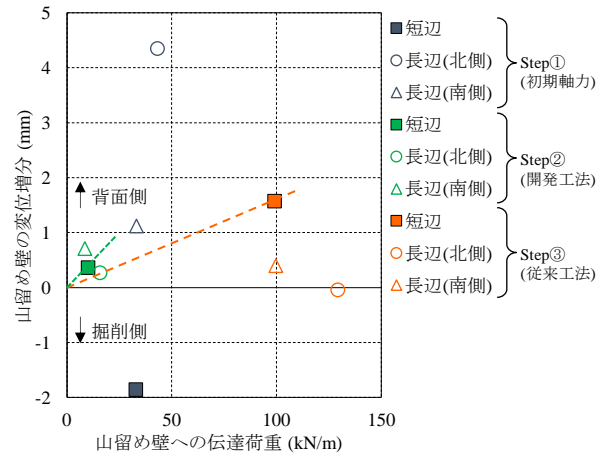


Fig. 14 山留め壁の変位増分と山留め壁への
 伝達荷重の関係

Increment of Earth Retaining Wall Displacement
 -Load Transferred to Earth Retaining Walls

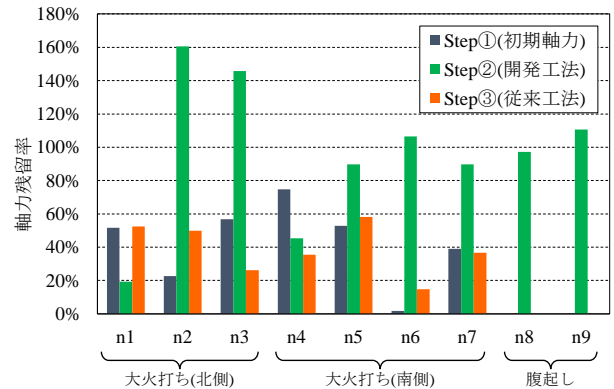


Fig. 15 各支保工部材の軸力残留率

Residual Ratio of Axial Force of Timber Supports

軸力残留率とは、油圧ポンプによって導入した初期の軸力に対する、各Stepの終了時刻における軸力の比率と定義している。また、腹起しに荷重した②については、腹起しに導入した軸力が各大火打ちに均等に分配されるものとして初期の軸力を算定した。Fig. 15より、①や③では各部材の軸力残留率が80%以下まで低下するが、②では、追加ジャッキの外側に位置するn1, n4を除き、80%以上の軸力が維持されていることが分かる。

以上の実験結果より、開発工法では各大火打ちの軸力が増大し、短辺側の山留め壁を背面側へ押し戻す効果が従来工法と比べ同程度以上となること、また、開発工法では荷重後の軸力低下が生じにくいことが確認された。

3.3 再現解析による山留め挙動の確認

3.2節で述べた実験結果の傾向の妥当性を確認するため、3次元FEMによる本実験の再現解析を実施した。

Fig. 16に、3次元FEM解析モデルを示す。解析では、実大実験を行った範囲の地盤、山留め壁および支保工をモデル化し、実際の掘削過程や支保工への荷重を模擬した施工段階解析を行った。地盤はMohr-Coulombの破壊規準に従う弾塑性ソリッド要素とした。図中(b)に示すように、山留め壁（ソイルセメント柱列壁）は、芯材部分を等価な曲げ剛性を有する板要素、ソイルセメント部分を地盤と同様の弾塑性ソリッド要素とした。支保工である切梁、大火打ち、腹起しは梁要素とし、各部材断面に応じた軸剛性および曲げ剛性を与えた。腹起しと山留め壁の境界には節点ばねを配置した。これにより、実験時に滑止めを未設置だった範囲では腹起しが軸方向に可動な条件とし、滑止めが設置済みだった範囲では腹起しと山留め壁が剛に固定された条件とした。また、山留め壁のソイルセメントと地盤の境界面にはジョイント要素を配置し、境界面の剥離や滑りを再現できるものとした。

以上の解析モデルにおいて、地盤要素を削除することにより掘削過程を、支保工要素の端部に集中荷重を与えることによりジャッキ荷重（プレロード）を模擬した。

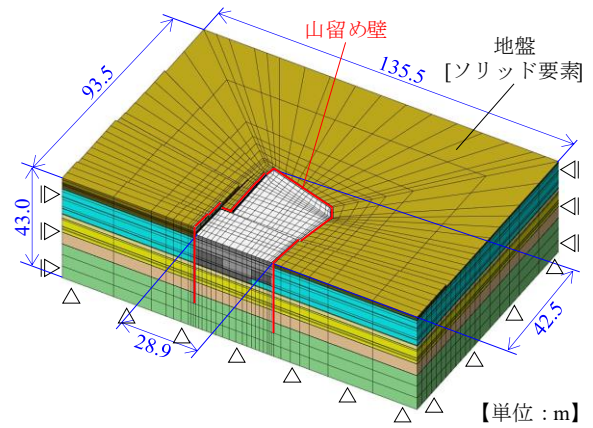
Table 4に、解析に用いた地盤定数を示す。湿潤密度 ρ_t 、粘着力 c 、内部摩擦角 ϕ は室内土質試験から決定した。ポアソン比 ν は文献³⁾を参考に決定した。変形係数 E はPS検層結果または孔内水平載荷試験結果を用いて下式により算定した。

$$E = \alpha E_{VS} = \alpha \times 2(1+\nu)G = \alpha \times 2(1+\nu) \times \rho_t V_s^2 \quad (2)$$

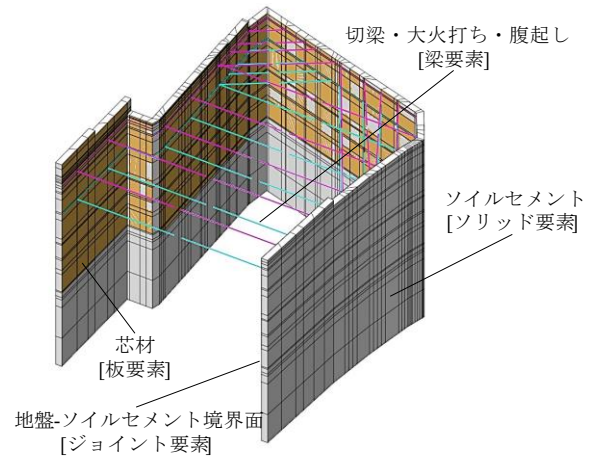
$$E = \alpha E_b \quad (3)$$

ここに、 E : 採用変形係数(kN/m²)、 α : 地盤の変形係数に関する補正係数、 E_{VS} : PS検層結果に基づく変形係数(kN/m²)、 ν : ポアソン比、 G : せん断弾性係数(kN/m²)、 ρ_t : 湿潤密度(g/cm³)、 V_s : せん断波速度(m/s)、 E_b : 孔内水平載荷試験結果に基づく変形係数(kN/m²)である。補正係数 α には、解析結果が実験結果と整合する値として文献⁴⁾の2倍を採用し、(2)式では $\alpha = 0.2$ 、(3)式では $\alpha = 5.0$ とした。

また、ソイルセメントと地盤の境界のジョイント要素は剛完全塑性型のばねとし、各地層の粘着力 c に相当する



(a) 全体図



(b) 山留め壁・支保工の拡大図

Fig. 16 3次元FEM解析モデル
3D FEM Analysis Model

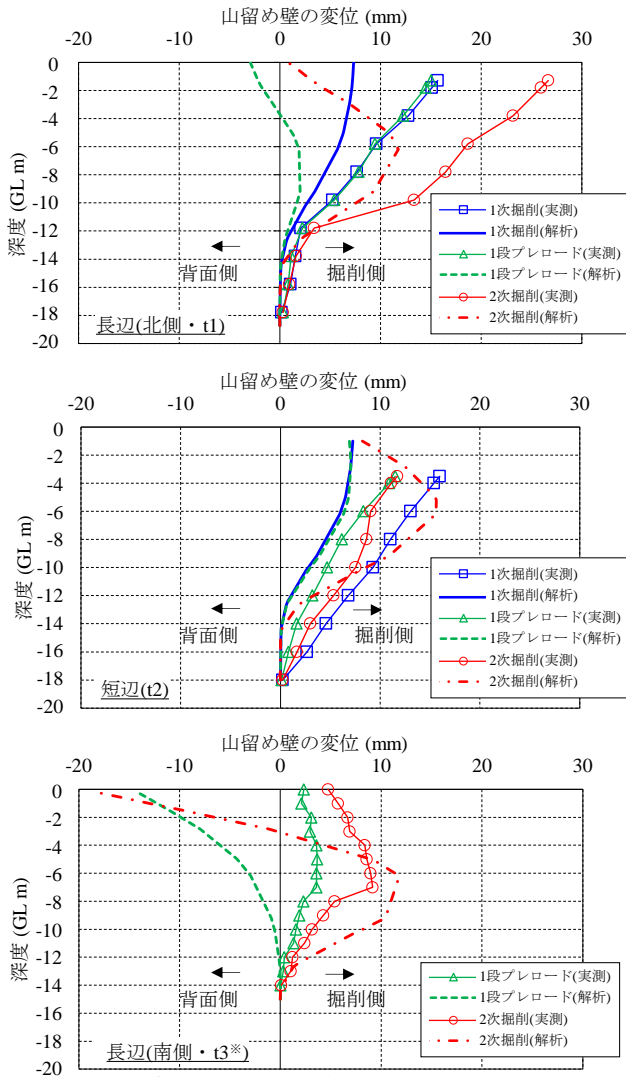
Table 4 3次元FEM解析に用いた地盤定数
Soil Parameters for 3D FEM Analysis

No.	土質	下端深度 (GL m)	平均N値	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³) (10 ³ kg/m ³)	粘着力 c (kN/m ²)	内部摩擦角 ϕ (°)	ポアソン比 ν	変形係数 E (kN/m ²)
1	盛土	1.5	3	1.5	20	0	0.45	14,400
2	シルト	-12.4	2	1.9	36	0	0.45	11,000
3	細砂	-14.3	11	1.9	46	37	0.35	148,600
4	細砂	-20.4	30	1.9	48	36	0.35	329,800
5	砂礫・細砂	-25.4	60以上	1.9	0	45	0.3	368,200
6	シルト・細砂	—	60以上	1.9	1300	8	0.35	210,000

引張応力が生じた場合に剥離し、(4)式のせん断強度 τ に相当するせん断応力が生じた場合に滑る特性を与えた。

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (4)$$

ここに、 τ : せん断強度(kN/m²)、 c : 粘着力(kN/m²)、 σ : 境



※) t3の変位は1次掘削終了時点からの発生値を表す

Fig. 17 実験前の施工段階における山留め壁の変位分布
Distribution of Earth Retaining Wall Displacement
Prior to Test Steps

界面の垂直応力(kN/m²), ϕ : 内部摩擦角(°)である。

Fig. 17に、実験前の施工段階における山留め壁の変位分布を示す。図中には、Fig. 9に示した傾斜計t1~t3の実測結果および同地点の解析結果を示している。長辺(t1, t3)の解析結果は、1段プレロード時の背面側への変位を過大に評価する傾向にある。ただし、その後の2次掘削において、山留め壁の頭部の掘削側への変位がt3よりもt1で顕著に増大する傾向は、実測結果と一致している。この傾向は、敷地が北側から南側に向かって下り傾斜となっており、その高低差による偏土圧の影響が実測結果と解析結果に表れたものである。一方、短辺(t2)の解析結果は、概ね実測結果に近い傾向が得られていると考えられる。

Fig. 18に、②の荷重前後における山留め壁の変位増分の分布を示す。解析結果では、北側と南側の長辺の背面側への変位が過小評価される傾向にある。これは、2段目の腹起しへ荷重した際、長辺側に架設されている1段目の切梁が解析上で引張り抵抗を發揮したためである。

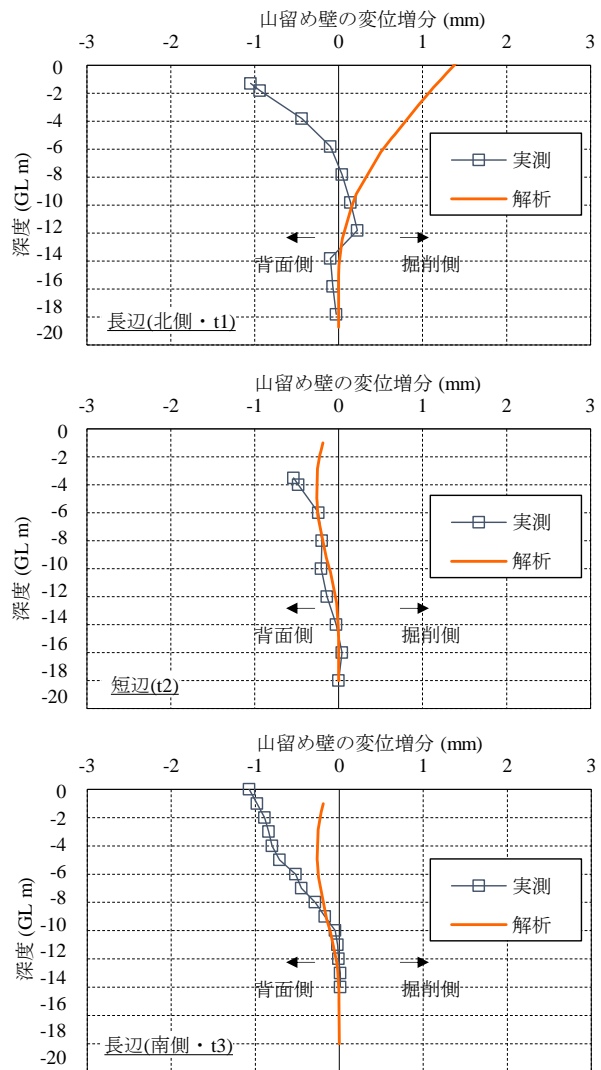


Fig. 18 実験Step②における山留め壁の変位増分の分布
Distribution of Increment of Earth Retaining Wall
Displacement at Test Step②

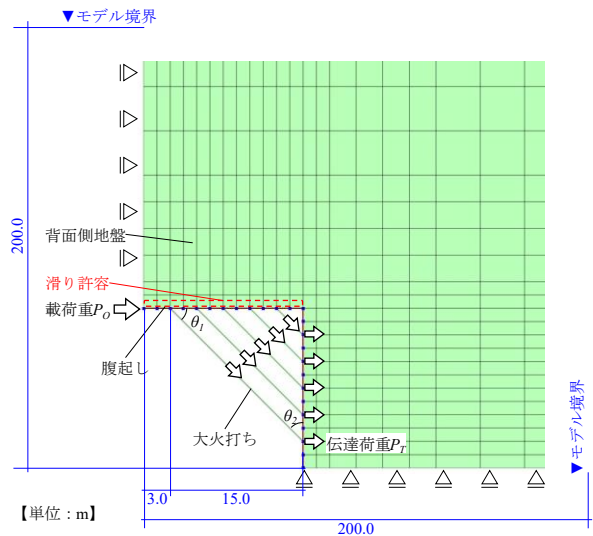


Fig. 19 2次元FEM解析モデル
2D FEM Analysis Model

実際は、引張り方向の軸力が生じた際に1段目の切梁で部材間の緩みが生じ、解析よりも引張り抵抗が小さかったものと推察される。一方、短辺については、解析結果が実測結果と概ね対応する結果となった。

4. 軸力導入効果の評価法に対する検討

山留めの設計において応力や変形を検討する際は、山留め壁を2次元の梁でモデル化し、地盤や支保工の反力をばねで評価した梁・ばねモデル解析が慣用されている。梁・ばねモデル解析において、プレロードは支保工の架設深度に対する集中荷重として与えるため、開発工法の適用効果も集中荷重として評価するのが合理的と考えられる。また、腹起しへの荷重により山留め壁に伝達される荷重の大きさは、大火打ちの架構形状に依存すると考えられる。そこで、解析上のパラメトリックスタディを行い、大火打ちの架構形状と山留め壁へ伝達される荷重の関係を検討した。

Fig. 19に、パラメトリックスタディに用いた2次元FEM解析モデルを示す。本解析では、水平な平面で切り出したモデルを採用し、大火打ち、腹起し、および周辺地盤をモデル化した。大火打ちと腹起しは梁要素、地盤は平面ひずみ要素とし、いずれも弾性体とした。2本の腹起しのうち一方は、地盤と節点を共有せずに滑る条件となっており、この腹起しの端部に集中荷重 P_o を与えた。このとき、最長の大火打ちを介して山留め壁に伝達される荷重を P_r とし、 $r = P_r / P_o$ を荷重伝達比と定義する。

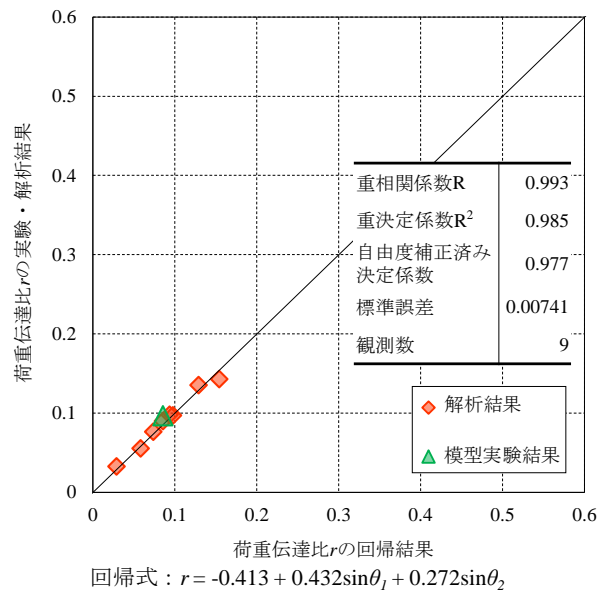
Table 5に、解析に用いた定数を示す。大火打ちの架構形状を規定するパラメータとして、大火打ちの本数 n 、大火打ちの取付け角度 θ_1, θ_2 を表に示す範囲で変動させ、計36ケースの解析を行った。なお、地盤や支保工の物性値は、支保工の軸力分布に対する感度が低いことを確認したため、一定値とした。

大火打ちの架構形状が荷重伝達比 r に与える影響を検討するため、各ケースの解析結果に用い、目的変数を r 、説明変数を $n, \sin\theta_1, \sin\theta_2$ とした重回帰分析を行った。その結果をFig. 20に示す。図中、縦軸には解析結果から得られた r の値を、横軸には回帰式によって算定した r の値を示している。さらに、模型実験および実大実験から得られた r を縦軸にとった場合のプロットも併せて示している。また、 $n=2$ の場合と $n>2$ の場合で、目的変数と説明変数の間に異なる相関性が見られたため、双方の場合で個別に回帰を行った（図中(a), (b)）。Fig. 20(a), (b)より、 $n, \sin\theta_1, \sin\theta_2$ を説明変数とした回帰によって解析結果の荷重伝達比 r を良好な精度で再現可能と考えられる。

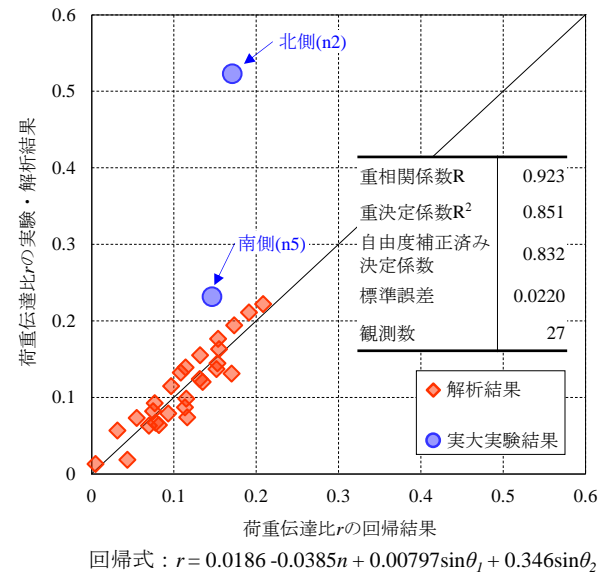
また、図中(a)に示す模型実験結果は、解析結果の回帰により得られた値とほぼ同程度となっており、図中(b)に示す実大実験結果は、解析結果の回帰により得られた値を上回っていることが分かる。このことから、回帰式を用いることで、腹起しへの荷重により山留め壁へ伝達される荷重を安全側に評価することが可能と考えられる。

Table 5 2次元FEM解析に用いた定数
Parameters for 2D FEM Analysis

大火打ちの本数	n	2, 3, 4, 5
大火打ちの取付け角度	(θ_1, θ_2) (°)	(30,45), (35,55), (40,50), (45,30), (45,45), (45,60), (50,40), (55,35), (60,45)
地盤の変形係数	E_G (kN/m ²)	3000
支保工の変形係数	E_S (kN/m ²)	2.05×10^8
支保工の断面		H-400×400×13×21



(a) $n=2$ の場合



(b) $n>2$ の場合

Fig. 20 荷重伝達比 r の重回帰分析結果
Result of Multiple Regression Analysis of r

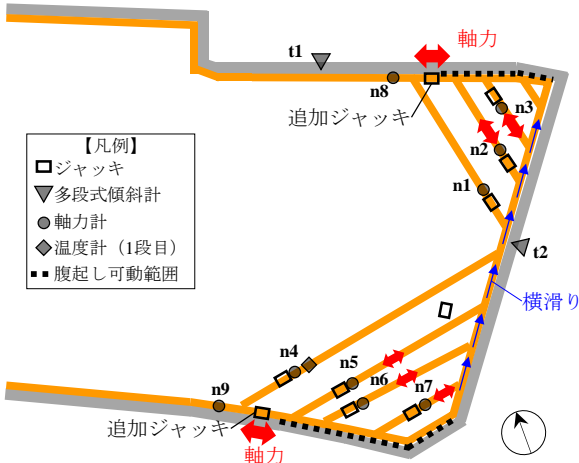


Fig. 21 実大実験における軸力伝達のイメージ
Transmission of Axial Force in Full-scale Test

ここで、図中(b)に示す実大実験の北側(n2)の結果は、回帰結果よりも顕著に大きくなっている。これは、実大実験を行った大火打ちでは、北側と南側で取付け角度が異なっていたことに起因すると考えられる。Fig. 21に示すように、取付け角度の違いによって短辺側の腹起しに南側から北側への横滑りが生じ、その結果、北側の大火打ちに軸力が集中したものと考えられる。

5. まとめ

大火打ちを採用した山留め壁の変形抑止効果を向上させるため、プレロード時に腹起しへジャッキ载荷を行う工法について検討した。模型実験、実大実験とその再現

解析、適用効果の評価法に対する検討を実施し、以下の知見を得た。

- 1) 腹起しへの载荷により、プレロード時における大火打ちの軸力の不均衡が小さくなることを確認した。
- 2) 腹起しへの载荷により、大火打ちに支えられた短辺側の山留め壁が背面側へ変位する効果を確認した。また、短辺側の山留め壁では、山留め壁に伝達された荷重に対する山留め壁の背面側への変位増分の比率が、従来のプレロード方法と比べ同等以上となった。
- 3) 腹起しへの载荷による効果は、大火打ちの架構形状と山留め壁への荷重伝達比の関係を定式化することによって、プレロード荷重として評価することが可能と考えられる。

なお、今後は、適用実績を蓄積し、本検討結果の妥当性や詳細な施工方法を検証していく所存である。

参考文献

- 1) 熊谷, 青木, 河野, 栗原, 福田: 大深度根切りにおける大火打ちを用いた山留め挙動(その1), (その2), 日本建築学会学術講演梗概集, pp.605-608, 2016.8
- 2) 元井, 湯浅, 平野: 長大スパンに大火打ちを用いた山留めの挙動(その1)~(その3), 日本建築学会学術講演梗概集, pp.665-670, 2018.9
- 3) 土木学会: トンネル標準示方書(開削工法編)・同解説, p.266, 1997.7
- 4) 鉄道総合技術研究所: 鉄道構造物等設計標準・同解説—基礎構造物, p.97, 2012.1