

平成 28 年度 修士論文

個別要素法を用いた低強度地山における 曲面切羽の安定性に関する検討

首都大学東京大学院 都市環境科学研究科 都市基盤環境学域

トンネル・地下空間研究室

15885430 住田 亮介

指導教官 西村和夫 教授

目次

第1章 序論.....	1
1.1 研究背景と目的.....	1
1.2 本研究の経緯.....	4
1.2.1 2次元脆性地山モデルにおける載荷実験.....	4
1.2.2 2次元粒状体地山モデルにおける疑似重力下での実験.....	4
1.2.3 2次元粒状体地山モデルにおける重力下での実験.....	11
1.2.4 DEMを用いた底面摩擦模型実験の再現解析.....	12
1.2.5 曲面切羽の安定性に関するDEM解析.....	13
1.3 本論文の構成.....	16
第2章 DEMによる数値解析.....	18
2.1 概説.....	18
2.2 DEM解析の流れ.....	19
2.3 本研究で用いた定式.....	20
2.4 底面摩擦力.....	26
第3章 底面摩擦模型実験のDEMによる検証解析.....	28
3.1 底面摩擦模型実験の無支保モデルのDEMによる検証解析.....	28
3.1.1 解析モデル.....	28
3.1.2 解析方法.....	30
3.1.3 解析結果.....	32
3.1.4 まとめ.....	34
3.2 模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデルのDEM解析.....	35
3.2.1 吹付けコンクリートのモデル化.....	35
3.2.2 解析モデル.....	37
3.2.3 解析方法.....	38
3.2.4 解析結果.....	39
3.2.5 まとめ.....	42
3.3 模型実験規模の底面摩擦場における切羽面に作用する荷重.....	43
3.3.1 解析方法.....	43
3.3.2 解析結果と切羽作用荷重の作用ベクトル.....	45
3.3.3 まとめ.....	47
3.4 模型実験規模の底面摩擦場におけるDEM解析のまとめ.....	48

第4章 模型実験規模の重力場におけるDEM解析.....	50
4.1 解析物性値の検討.....	51
4.1.1 単位体積重量の検討.....	51
4.1.2 解析時間の検討.....	53
4.2 模型実験規模の重力場における無支保モデルのDEM解析.....	55
4.2.1 解析モデル.....	55
4.2.2 解析方法.....	56
4.2.3 解析結果.....	57
4.2.4 まとめ.....	59
4.2.5 無支保モデルにおける底面摩擦場と重力場解析の水平方向変位の影響.....	61
4.3 模型実験規模の重力場における鏡吹付けモデルのDEM解析.....	63
4.3.1 解析モデル.....	63
4.3.2 解析方法.....	64
4.3.3 解析結果.....	65
4.3.4 まとめ.....	68
4.4 模型実験規模の重力場における切羽面に作用する荷重.....	71
4.4.1 解析方法.....	71
4.4.2 解析結果 直壁型切羽.....	72
4.4.3 解析結果 円型切羽.....	73
4.4.4 解析結果 楕円型切羽.....	74
4.4.5 解析結果 円弧型切羽.....	75
4.4.6 切羽作用荷重の作用ベクトル.....	76
4.4.7 まとめ.....	78
4.5 模型実験規模の重力場におけるDEM解析のまとめ.....	79
第5章 DEMによる三軸圧縮試験解析.....	80
5.1 解析諸元.....	80
5.1.1 解析条件.....	80
5.1.2 解析方法.....	83
5.2 三軸圧縮試験の解析結果.....	84
5.2.1 DⅡ地山の再現.....	84
5.2.2 E地山の再現.....	88
5.3 三軸圧縮試験解析のまとめ.....	92

第 6 章 実規模における DEM 解析.....	95
6.1 実規模における無支保モデルの DEM 解析.....	95
6.1.1 解析モデル.....	95
6.1.2 解析方法.....	99
6.1.3 解析結果 (DⅡ地山)	100
6.1.4 解析結果 (E 地山)	103
6.1.5 解析結果 (E 地山より脆弱地山)	106
6.1.6 実規模における無支保モデルのまとめ.....	109
6.2 実規模における鏡吹付けモデルの DEM 解析.....	112
6.2.1 解析モデル.....	112
6.2.2 解析方法.....	116
6.2.3 解析結果 (DⅡ地山)	117
6.2.4 解析結果 (E 地山)	120
6.2.5 鏡吹付けモデルに作用する応力.....	123
6.2.6 実規模における鏡吹付けモデルのまとめ.....	125
6.3 実規模における DEM 解析のまとめ.....	128
第 7 章 結論.....	130
7.1 底面摩擦場と重力場解析の違いと評価方法.....	131
7.2 現実の施工における曲面切羽の適用条件の提案.....	132
7.3 今後の課題.....	133
付録 1 底面摩擦模型実験.....	134
付録 2 模型実験と数値解析の簡易モデルにおける検証解析.....	150
謝辞.....	157

第1章 序論

1.1 研究背景と目的

NATMによるトンネルの掘削工法を決定する際、最も重要な要素は切羽の安定性である。切羽の安定性は掘削面積が大きくなるほど、また、地山が悪くなるほど低下する。これまで切羽の安定性を得るには、掘進長を短縮する方法や、ベンチ工法、導坑先進工法、中壁分割工法などのような断面を小分割して掘削する方法が主に採用されてきた。しかし、これらの工法は経済性、施工効率が優れているとは言い難い。そのため、近年では工期短縮、コストの合理化などを目的として、大型機械を導入し、トンネル掘削は全断面で行う方向性へと進んでいる。また、NATMの経済性の良さやNATMで用いる補助工法の技術進歩から、地山条件の悪い都市部未固結地山や低強度地山でも同様の施工法が用いられており、厳しい条件下での施工の需要も増大している。

しかし、全断面掘削トンネルでは一時的に無支保となる切羽面積が大きくなり、その安定性が問題となる。さらに、強度の低い未固結地山では切羽安定性の確保が難しい。切羽の安定を得るには鏡ボルト工、鏡吹付け工などの補助工法の適用が一般的だが、いずれの方法もそのほとんどは掘進に伴い排除される一時的なものであるため、施工速度の低下やコスト増大の要因となる。そこで、補助工法の低減を目的に、切羽形状を曲面にして掘削して切羽近傍地山のアーチ作用を発揮させることにより、鏡の安定化を積極的に図り、鏡ボルト工等の補助工を低減させることができる曲面切羽が考案されている¹⁾。

しかし、トンネルの実施工で曲面切羽が採用された例は国内で、阪神高速道路 高取山トンネル、北陸自動車道 山王トンネル、中部横断自動車道 八之尻トンネル²⁾ (写真1.1) など数件程度しかないのが現状である。この理由として、曲面切羽は支保材より奥側に掘り込んでいるため、無支保時にオーバーハング部が生じることによる安全性の懸念などが挙げられる。また、曲面切羽に対する安定性の検討が十分でないことも要因となっている。

このような認識の下、著者らは、小土被り未固結粒状体地山での全断面掘削を対象として、曲面切羽の安定性を底面摩擦模型実験および模型実験を再現した数値解析によって検証してきた。解析手法としては、個別要素法（以下、DEMと称す）を用いた。トンネルの挙動に関する数値解析では、主に有限要素法（FEM）が用いられるが、本研究では未固結粒状体を模擬した実験の地山挙動を再現するため、不連続である粒状体の挙動を扱うことに適しているDEMを採用した。

一方、実験においては粒状体地山での切羽の安定性の評価において、重力場での模型実験では、崩壊挙動が瞬間的であるため、その過程の再現性と観測が難しく、崩壊挙動を十分に再現できているか検証することが困難である。その点、要素に作用する底面摩擦力を疑似重力とし扱う底面摩擦場での模型実験では、重力方向以外への要素の移動や回転に対して抑止力が働くという欠点があるが、崩壊挙動を静的に再現しており、崩壊過程をゆっ

くりと観測できる利点もある。また、模型実験を DEM で再現解析する上で解析物性値を設定が容易である。そこで、既往研究では底面摩擦場で実験を行い、底面摩擦場を定式化した DEM 解析で、定式化の確認を行い、実験計測項目以外の補間を進めてきた。

底面摩擦場における模型実験、数値解析において、切羽に補助工法を用いない無支保モデルでは、曲面切羽は掘削断面や掘り込み深さが大きいことから直面切羽やベンチカット工法よりも切羽安定性を発揮しなかった。しかし、鏡吹付けコンクリートを施したモデルでは、曲面切羽は鏡吹付けのアーチ効果から直面切羽やベンチカット工法よりも高い安定性を発揮することを確認した。

そこで本研究では、現実には実験ができない重力場での実規模の切羽安定性を確認するために、模型実験寸法での底面摩擦場から重力場への変更を介して、実規模の DEM による数値解析を目指した。さらに、模型実験寸法から現実の施工を考慮した寸法への領域拡張を行い、低強度地山を対象とした実際の施工における切羽崩壊挙動を確認し、切羽形状ごとの安定性を検討した。この一連の研究の流れを図 1.1 に示すようなフローチャートにまとめた。



写真 1.1 曲面切羽試験施工の様子（中部横断自動車道 八之尻トンネル）

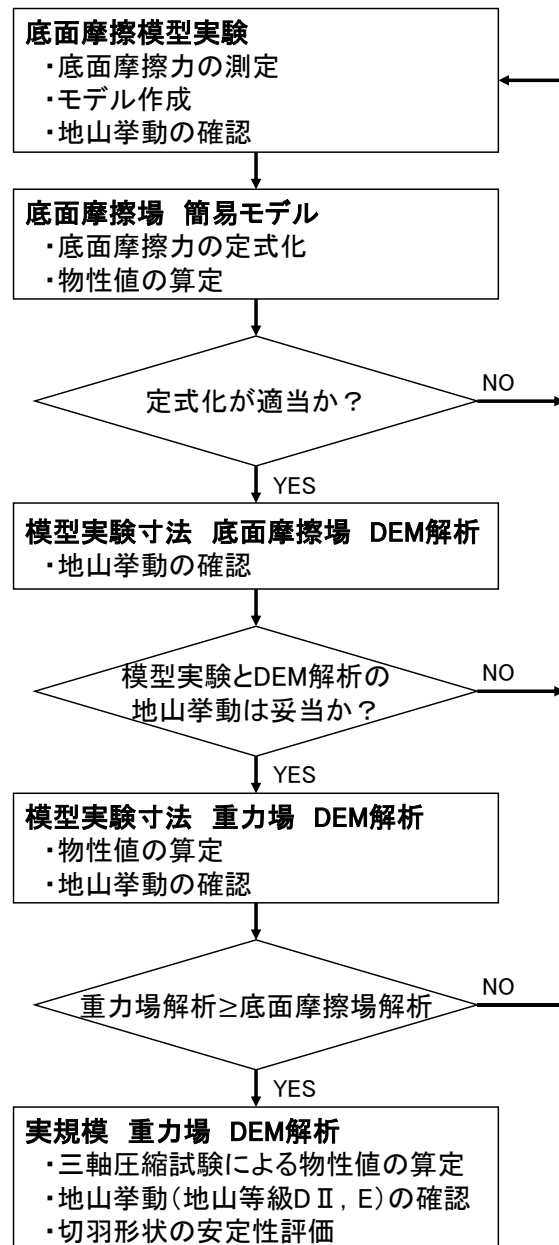


図 1.1 本研究の流れ

1.2 本研究の経緯

本節では，曲面切羽の安定性解明のために過去数年にわたって定性的な模型実験を行ってきたが，それらの研究内容と結果について簡単にまとめる．

1.2.1 2次元脆性地山モデルにおける載荷実験

平成5年度には図1.2のような2次元の脆性地山モデルを砂，小麦粉，水を用いて作った．その地山内に切羽高さ50mmの縦断面トンネルモデルを作り，上下，左右方向から荷重を載荷し，その荷重値の計測，及び切羽の破壊形状の観察を行うことにより，切羽の形状が安定性に及ぼす影響について検討した．切羽形状は全断面掘削型（直壁型），ベンチ型，ドーム状切羽をモデル化した半球型（円型）の3種類で実験を行った．その結果直壁型，ベンチ型では切羽の上下両端の角が最も応力集中を受けその部位から破壊が生じた．円型では切羽の中央部に多少の破壊は見られたものの，切羽付近の応力が全体に分散され，応力集中が起こらず全体的に安定していることがわかり，連続体地山でのドーム状切羽の有効性が確認された．

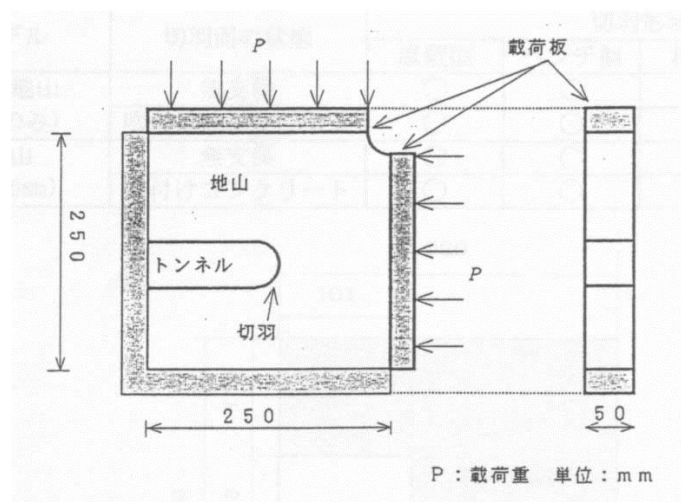


図 1.2 平成5年度の地山モデル図

1.2.2 2次元粒状体地山モデルにおける擬似重力下での実験

平成5年度の方法では重力の影響下での挙動が見られないので，平成6年度にはベースフリクション装置（底面摩擦装置）によって粒状体地山モデルに疑似重力を作用させ，その影響下で直壁型，ベンチ型，楕円型，円型の切羽挙動を観察し，ドーム状切羽の有効性について検討した．地山モデルは5mm径のみの鉄塊を使用した単一粒径地山，及び10mm径の鉄塊に5mm径の鉄塊を混合し，より密度を高くした混合地山の2種類を用いた．切羽高

さは 100mm としている。地山モデルの全体図を図 1.3 に示す。また厚さ 0.2mm の鉛の板を両面テープで切羽部分に貼り付けて吹付けコンクリート（以下、吹付け）をモデル化し、その時の挙動についても実験している。

全実験ケースを表 1.1 にまとめた。吹付けを施さない場合、結果は単一粒径地山の場合、どの切羽形状においても崩壊したが、ベンチ型切羽は切羽面が小さく、しかもベンチ部分の地山が切羽を支えることで崩壊領域が最も小さかった。一方円型切羽は掘削後の無支保部分が大きく、他の形状に比べて広範囲に渡って崩壊した。吹付けを施した場合は、直壁型及びベンチ型切羽では切羽面が前に押し出され、最終的には広範囲に渡って崩壊したが、円型切羽では切羽部分にわずかな緩みは見られたが、全体的にかなり安定していた。

混合配列地山では吹付けを施さない場合、直壁型、ベンチ型、楕円型に関しては崩壊したが、円型は崩壊せず安定を保っていた。更に吹付けモデルを施した場合においては、楕円型に関しても崩壊せず安定を保った。前年度に続いて曲面切羽の安定性を確認すると共に、曲面切羽における切羽吹付けが有効に働くということが新たにわかった。

表 1.1 平成 6 年度の実験ケース

地山モデル	切羽面の状態	切羽形状			
		直壁型	ベンチ型	楕円型	円型
単一粒径地山 ($\phi 5\text{mm}$ のみ)	無支保	○	○	—	○
	吹付け	○	○	—	○
混合地山 ($\phi 5\text{mm}, 10\text{mm}$)	無支保	○	○	○	○
	吹付け	○	○	○	—

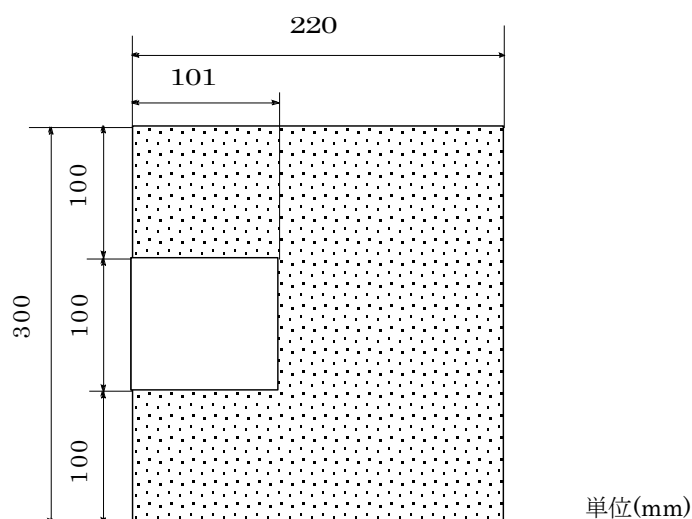


図 1.3 平成 6 年度の地山モデル図

平成 7 年度では従来の崩壊挙動の観察に加えて、新たに切羽面に作用する荷重値の計測を試みている。擬似重力を与えたときの切羽に作用する荷重を切羽部分に設置したアクリル板を受圧板として、ロードセルによって計測している。地山モデルに関しては前年度と同じであり、実験ケースは表 1.2 の通りである。なお前年度ではトンネル天端部とインバート部は完全に支保モデルで覆ったが、7 年度では天端部のみ未支保部分を切羽高さの 15% として残している。挙動観察の結果はほとんどの形状において未支保部分を含め広範囲にわたって崩壊したが、混合地山における円型切羽だけは崩壊せず安定していた。

荷重値計測に関しては図 1.4 のような結果となった。すなわち切羽面が楕円、円と曲率を持つにつれて切羽に作用する荷重値が低くなるという結果となった。また単一粒径地山よりもより密な混合地山の方が荷重値が低くなることがわかった。曲面切羽の安定性について荷重値による評価でもその有効性の高さが確認できた。

表 1.2 平成 7 年度の実験ケース

実験方法	地山モデル	切羽形状			
		直壁型	ベンチ型	楕円型	円型
挙動観察	単一粒径地山	○	○	○	○
	混合地山	○	○	○	○
荷重計測	単一粒径地山	○	—	○	○
	混合地山	○	—	○	○

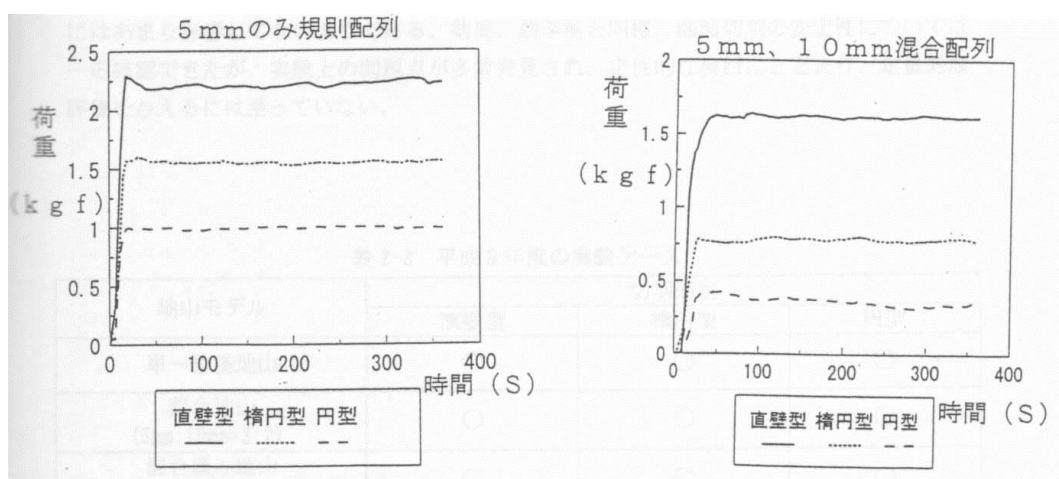


図 1.4 平成 7 年度の荷重計測実験結果グラフ

平成 8 年度では荷重値計測のみを直壁型、楕円型、円型の 3 種類の切羽形状において行っている。実験ケースは表 1.3 の通りである。地山モデルの大きさは昨年、一昨年と同様である。混合地山モデルに関しては、昨年度までは、より密な地山をモデル化しただけにと

どまり、混合比が明確ではなかったので、8年度では混合地山は豊浦の標準砂に近似した粒度分布とするために混合比を $\phi 5\text{mm} : \phi 10\text{mm} = 3 : 2$ としている。またこの年度では混合地山において新たに切羽部分と受圧板との間に 2mm のすきまを与えた緩みモデルを加え、切羽に作用する緩み荷重についても計測している。更に鉄塊とマグネットシートとの間の摩擦力を計測することによって地山の基本的なパラメータである単位体積重量と間隙比について調べ、これらが切羽の安定性に与える影響の解明についても試みている。

結果は表 1.4 のようになった。直壁型を規準に考えると、単一粒径地山では楕円型が 23% 減、円型が 36% 減、混合地山では楕円型が 13% 減、円型が 21% 減となり、切羽の曲率が大きくなるほど切羽荷重が小さくなることが確認された。ただ 7 年度ほど明確に差がでなかった。緩み荷重については楕円型が 6% 減、円型は 13% 減となり、ほとんど差が現れず、期待していた結果を得ることができなかった。切羽高さ 100mm のトンネルにおいて緩み 2mm という値が大きすぎたため、どれも崩壊した土塊分の荷重を測ってしまったことによって、差が現れなかったようである。また単一粒径地山における荷重値と混合地山における荷重値の差もほとんど現れなかったが、表 1.5 を見てもわかるように単位体積重量がほぼ同じとなってしまったためにこの様な結果になったと思われる。前年度では密な地山を作るために混合したが、混合比を一定にすることで逆に粗い地山になってしまったようである。しかし両地山において荷重値に差がないので、間隙率の影響は切羽荷重にはあまり影響していないようである。結局、前年度と同様、曲面切羽の安定性については一応確認できたが、実験上の問題点が多数発見され、定性的な検討にとどまり、定量的な評価を与えるには至っていない。

表 1.3 平成 8 年度の実験ケース

地山モデル	切羽形状		
	直壁型	楕円型	円型
単一粒径地山	○	○	○
混合地山 (5mm:10mm=3:2)	○	○	○
混合緩み地山 (緩み 2mm, 混合比は同じ)	○	○	○

表 1.4 平成 8 年度の切羽荷重計測結果

地山モデル	切羽荷重値 (N)		
	直壁型	楕円型	円型
単一粒径地山	19.2	14.6	12.3
混合地山	19.3	16.8	15.3
混合緩み地山	9.2	8.6	8.1

表 1.5 平成 8 年度の地山モデルの物性値

物性値	地山モデル	切羽形状		
		直壁型	楕円型	円型
単位体積重量 (kN/m ³)	単一粒径地山	184.2	183.8	184.2
	混合地山	179.6	178.8	178.4
間隙率(%)	単一粒径地山	13.89	14.07	13.89
	混合地山	17.27	17.61	17.82

平成 10 年度では、平成 8 年度と同様、混合地山は豊浦の標準砂に近似して混合比を $\phi 5\text{mm} : \phi 10\text{mm} = 3 : 2$ としている。平成 8 年度の緩み荷重において 2mm の比較的大きい緩みを与えたことによって切羽の崩壊後の荷重を計ってしまったので、平成 10 年度では緩みを 0.5mm として実験を行っている。結果は、表 1.6 のようになった。表 1.6 の緩み荷重を見てみると、直壁型、楕円型、円型と、切羽面が曲率をもつにつれ、荷重が小さくなっていることがわかる。つまり、切羽面に曲率を与えるということは、切羽面に本来作用するはずの地山の自重によって生じる応力の一部を、切羽面のアーチ効果によって天端部およびインバート部へ流し、その部分でその荷重を支える効果があると考えられる。

平成 10 年度に行った緩み 0.5mm を与えた荷重計測では、楕円型においては、その上下に流れた応力が全体の 15%、接線方向を伝わらず、内空方向に逃げた応力が全体の 75%、円型においては前者が 32%、後者が 68%であったということになる。よって切羽面に、ある程度その形状を失わないような条件が揃えば、切羽をその地山自体の強度を利用して自立させることができると考えられるので、切羽の安定対策としてはかなり合理的であるということが確認できたと考えられる。

表 1.6 平成 10 年度の緩み荷重計測実験の結果

地山モデル	切羽荷重値(N)		
	直壁型	楕円型	円型
混合緩み地山	12.9	11.0	8.8

平成 11 年度はトンネル切羽形状および補助工法が支保効果に及ぼす影響を調べている。切羽形状は直壁型、楕円型、円型の 3 種類で、補助工法の吹付けには地山への付着力を考えて強粘着テープ (a)、弱粘着テープ (b) を使い、曲げ強度に対する材料に 150 ケント紙、200 ケント紙のそれぞれを組み合わせた。同じく補助工法のロックボルトにはサンドペーパーを用い 20mm、60mm、100mm それぞれの長さで実験を行った。また、平成 10 年度同様に混合地山は豊浦の標準砂に近似して混合比を $\phi 5\text{mm} : \phi 10\text{mm} = 3 : 2$ としている。吹付け

＋ロックボルトを施した場合の実験結果は表 1.7 のようになっている。図からも切羽面が曲率を持つほどに、ロックボルトはその長さ、吹付けはその付着度及び強度が増すほどに切羽の安定性が増すことが確認できた。

なお、粘着力は粘着テープの物性試験に関して JIS で定められている剥離抵抗試験によって求められた値である。剥離抵抗試験とは、スチールパネルに 25mm 幅でテープを付着させ、それを 180 度方向に引きはがし、その時に要する力を求めるものである。

表 1.7 平成 11 年度の吹付け＋ロックボルトを施した場合の実験結果

ボルトの長さ	切羽形状			
	直壁型(200-b)	楕円型(150-b)	楕円型(150-a)	円型(150-b)
2cm	×	×	○	○
6cm	△	—	—	—
10cm	○	—	—	—

○：安定 ×：崩壊 △：途中まで安定

平成 12 年度はトンネル切羽形状よりも補助工法の 1 つである鏡ボルトに着目して 2 次元の模型実験を行っている。平成 12 年度同様に地山の崩壊領域や変位等を求めると同時に、新たに地山崩壊領域と切羽ボルトの軸力分布との整合性を調べた。しかし、使用した鉄塊のサイズが大きすぎることから正確な軸力分布を求めることができなかった。

平成 21 年度では、過去の実験と同様、底面摩擦装置を用いて実験を行った。過去の底面摩擦装置を用いた実験では、φ5mm と φ10mm の鉄棒を用いたが、実際の地山に対して粒径が大きすぎ、模型縮小率の観点で疑問が残る結果となった。そこで、豊浦標準砂に近似した磁性ステンレス棒 φ2.5mm と φ5mm を重量混合比 3：2 で混合したものを用いることとした。実験は、無支保時の地山挙動と、補助工法として鏡ボルトを挿入時の地山挙動を観察した。この実験から、無支保時には、直壁型はすべり線を形成しながら切羽面を押し出すような崩壊挙動を示し、円型では、切羽面の押し出しに加え、天端部からの沈み込みによって切羽が崩壊した。楕円型は、直壁型と円型の間隔的な挙動を示した。また、円型＞楕円型＞直壁型の順で地山の崩壊領域が大きくなることもわかった。ボルト挿入時には、直壁型は、ボルトと地山間の摩擦が大きくなり地山とボルトが一体となって挙動し安定効果が得られた（図 1.5）。また、無支保時のすべり線付近にボルト軸力のピークがくる傾向が見られた。また、円型でも、地山とボルトが一体となって挙動し、安定効果を得られた。楕円型は、直壁型と円型の間隔的な挙動を示した。曲面切羽のボルト軸力はうまく計測ができず傾向をつかむことはできなかった。実験結果から、過去の実験成果の見解と一致した結果が多くなった。しかし、ボルトの軸力測定の数では課題が残る結果となった。

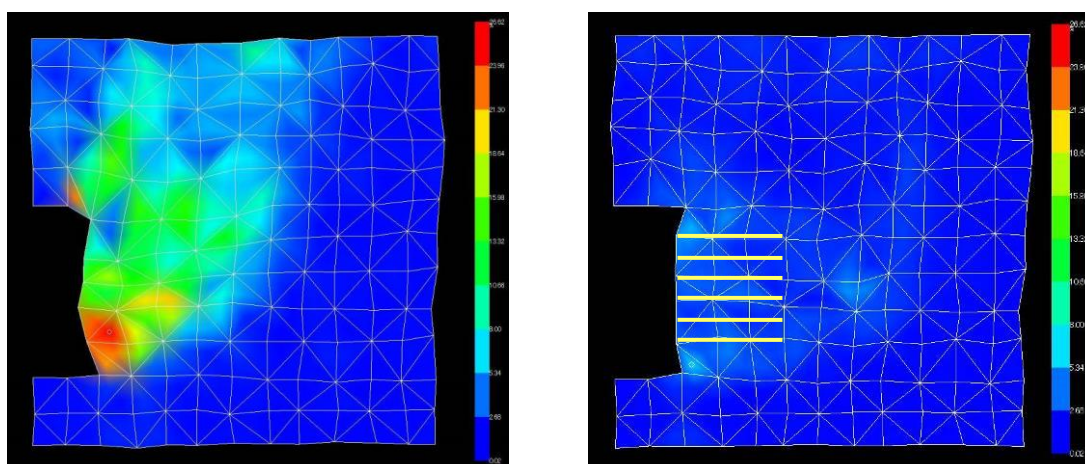


図 1.5 鏡ボルトモデル挿入による最大せん断ひずみ解消の効果
(左図：無支保時 右図：鏡ボルトモデル挿入時)

平成 22 年度では，平成 21 年度同様， $\phi 2.5\text{mm}$ と $\phi 5\text{mm}$ を重量混合比 3 : 2 で混合したものをを用いて底面摩擦実験を行った．平成 21 年度では，切羽および地表面における磁性ステンレス棒の転倒を，低反発スポンジを置くことで防いでいた．それに対し，平成 22 年度では切羽および地表面のステンレス棒頭部に，直径 3.0 mm のネオジウム磁石を等間隔（10～20 mm 間隔）に配置し，ステンレス棒の転倒を防いだ．この改良により，切羽や地表面のステンレス棒の自由度を上げるとともに，実験中のステンレス棒の転倒を防ぎ，二次元的な地山挙動を模擬する実験手法を確立することに成功した．

平成 22 年度の実験では，無支保時における直壁型，楕円型，円型の 3 種類の切羽形状について実験が行われており，実験結果は，平成 21 年度の無支保時の実験結果とほぼ同じ結果となった．

1.2.3 2次元粒状体地山モデルにおける重力下での実験

平成 13 年度の実験では、地山材料の粒径が大きすぎるという平成 12 年度までの問題を解決するため、粒径を小さくして重力場実験を行った。さらに、切羽土圧・地表面変位なども計測し、より詳細な地山挙動の観察と、補助工法として吹付けおよび鏡ボルトを施した場合の地山挙動についても観察を行った。この実験においても、豊浦の標準砂を基にした落とし戸実験にならい、擬似重力場環境で用いた粒径よりも径の小さい $\phi 1.6\text{mm} : \phi 3.0\text{mm}$ のアルミ棒を、重量混合比 3:2 で混合したものを地山材料として使用した。この実験から、直壁型切羽は切羽の上下部に最大せん断ひずみ領域が現れ、下部のひずみが弧を描きながら切羽上部に達し、切羽中央の地山がひとつの塊となって挙動していることがわかった。一方、曲率を持った切羽は切羽の上部と下部に現れた最大せん断ひずみが、最終的に地表面に向けて進展してすべり線を形成し、ひとつの塊となって挙動していることがわかった。これらの結果と切羽土圧・地表面変位の計測結果から、無支保時もしくは支保が十分でない場合は曲率切羽の方が崩壊領域が大きく、危険性が高いことがわかった。この実験結果は、平成 12 年度までに行われてきた底面摩擦実験による擬似重力場環境との結果と一致し、結果の整合性が示された。また直壁型切羽の安定には鏡ボルトが、曲率切羽の安定には吹付けが大きく寄与していることが新たにわかった。このことから、曲率切羽は切羽形状の維持ができる吹付け工のような補助工法の適用を考えれば安定性が高まるという平成 10 年度の見解と一致した。

平成 12 年度にはうまく計測できなかった直壁型のボルトの軸力分布は図 1.6 のようになった。この図から無支保時の最大せん断ひずみ図のすべり線上に軸力のピークが来る傾向が見られるが、完全な傾向はつかめず不明瞭な結果となった。また曲率切羽のボルト軸力分布はうまく計測できていない。

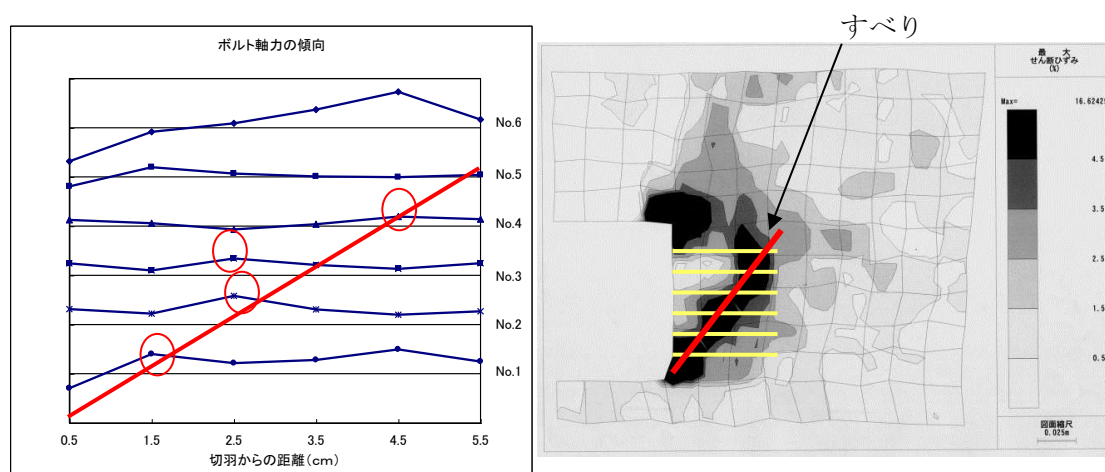


図 1.6 直壁型ボルト軸力傾向（左）と無支保時の最大せん断ひずみ図（右）

1.2.4 DEM を用いた底面摩擦模型実験の再現解析

平成 24 年度では、解析手法として DEM を採用し、底面摩擦模型実験による計測結果と、DEM による底面摩擦模型実験の再現解析結果を比較することで、無支保モデルにおける DEM の底面摩擦模型実験への適用性の検討を行った。図 1.7 に底面摩擦模型実験結果と DEM 解析結果の地山挙動を示す。これをみると、直壁型切羽、円型切羽ともに切羽の崩壊挙動を再現している様子がわかる。さらに、表 1.8 に底面摩擦模型実験結果と DEM 解析結果の無支保モデルにおける地表面沈下量と切羽面変位を示す。これをみると、切羽面変位の値も近い値が得られたことがわかる。地表面沈下量は、底面摩擦模型実験結果と DEM 解析結果はやや異なる結果となった。これは、解析における物性値の設定の影響であると考えられるため、今後、各物性値を見直す必要がある。

また、切羽面にかかる荷重では、円型切羽は直壁型切羽の約 40% 程度の力で切羽を支えることができ、荷重の面において直壁型切羽より有利であることが確認されている。

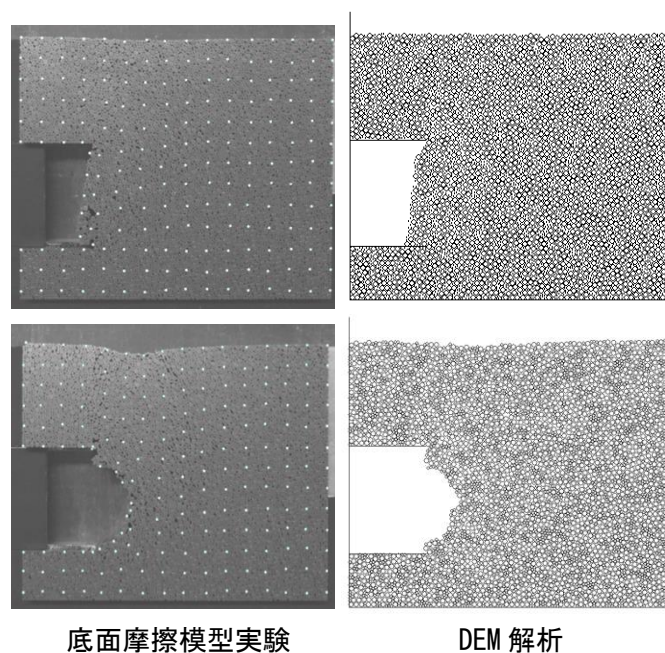


図 1.7 無支保モデルにおける地山挙動（スライド量 15mm）

上段：直壁型切羽，下段：円型切羽

表 1.8 無支保モデルにおける地表面沈下量と切羽面変位量（mm）

		直壁型	円型
最大地表面沈下量	底面摩擦模型実験	3.08	11.01
	DEM 解析	12.79	13.12
最大切羽面変位量	底面摩擦模型実験	11.53	18.48
	DEM 解析	10.86	12.98

1.2.5 曲面切羽の安定性に関する DEM 解析

平成 25 年度では、DEM 解析にて切羽面に作用する荷重による安定性評価を行った。図 1.8 に切羽面に作用する荷重の遷移図、表 1.9 に切羽面に作用する荷重値を示す。これを見ると、最大荷重差では円弧型切羽<直壁型切羽<円型切羽<楕円型切羽の順となっていることがわかる。円弧型切羽では、特に、値が小さくなっている。曲面切羽では、吹付けおよび切羽近傍地山がアーチ作用を発揮することで、切羽面に均等に荷重が配分されるため、最大荷重値が小さくなり、切羽安定性が高くなった。また、曲率が一定であるため円弧型切羽と円型切羽では、荷重差が小さくなったと考えられる。

さらに、合計荷重値をみると、その値が直壁型切羽<円弧型切羽<楕円型切羽<円型切羽の順となっていることがわかる。さらに、曲面切羽では、切羽前方の奥行きが小さいほど荷重の値が小さくなった。

以上より、円弧型切羽が最も安定性の高い切羽形状であると確認されている。

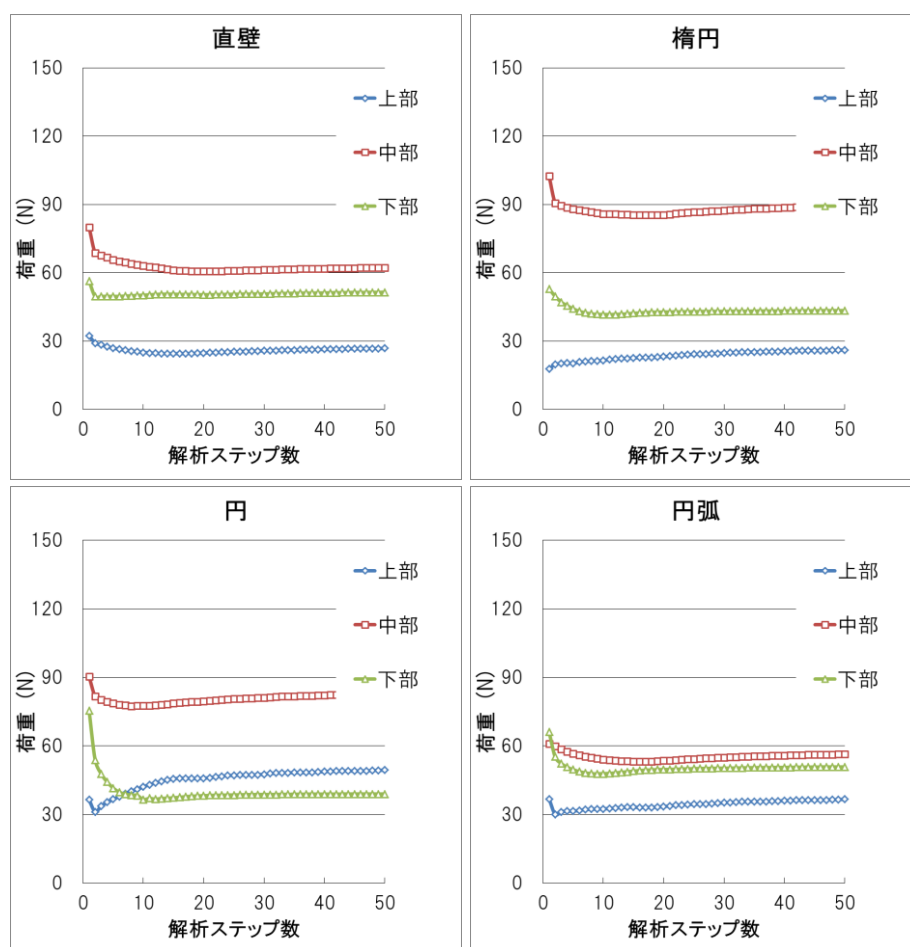


図 1.8 切羽に作用する荷重遷移図

左上段：直壁型切羽，右上段：楕円型切羽，左下段：円型切羽，右下段：円弧型切羽

表 1.9 切羽面に作用する荷重値まとめ (N)

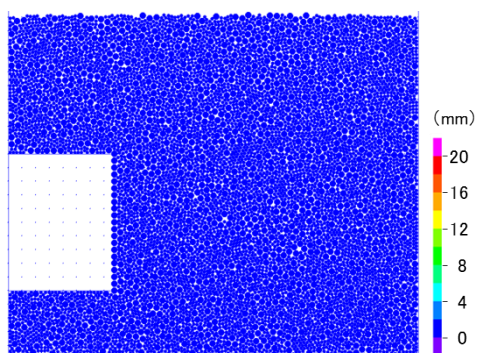
	直壁	円	楕円	円弧
最大荷重値	62.30	82.83	89.39	56.41
最小荷重値	26.87	39.00	26.16	36.65
最大荷重差	35.43	43.83	63.23	19.76
合計荷重値	140.69	171.27	159.01	143.91

平成 26 年度では、これまでの直壁型、円型、楕円型、円弧型の切羽形状に加え、ベンチカット工法を採用した。ベンチカット工法は切羽断面が分割されているため、全断面掘削の 4 ケースと比較し、切羽の作用荷重値が小さくなった。しかし、荷重差に関しては曲面切羽の円弧型の方が小さい結果となった。

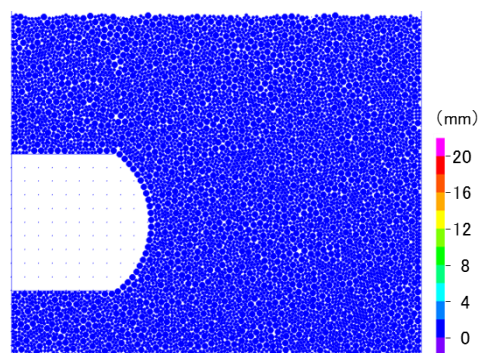
また、DEM 解析において切羽面に、分布ばねを有する同一径の円要素を配置し、現実のコンクリートの引張強度を与えることで鏡吹付けモデルを作成し、それぞれの挙動を確認した。図 1.9 に鏡吹付けモデルにおける地山挙動、表 1.10 に各切羽形状の変位量を示す。直壁型切羽やベンチカット工法のような切羽断面が直面の切羽は、吹付けが引張破壊を起こし、切羽が崩壊した。その一方で、曲面切羽は、切羽のアーチ効果により吹付けが圧縮部材として働き、切羽は安定したまま保たれることを確認した。また、曲面切羽の中でも、円弧型切羽は曲率が一定かつオーバーハング状態になる範囲が狭いことから、特に安定性が優れている結果となった。これらから、曲面切羽は鏡吹付けを施した場合の変位抑制効果や作用荷重の局所化を避ける効果があることを確認した。特にオーバーハング部が小さく、曲率が一定である曲面切羽の円弧型切羽が安定性の高い切羽形状であった。

表 1.10 鏡吹付けモデルにおける各切羽形状の変位量

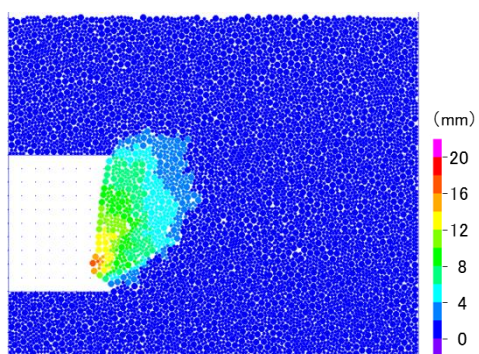
	直壁	円	楕円	円弧	ベンチ カット工法
最大地表面 沈下量 (mm)	1.85	1.89	1.60	0.54	1.08
最大切羽面 変位量 (mm)	27.66	5.09	5.72	3.52	25.23



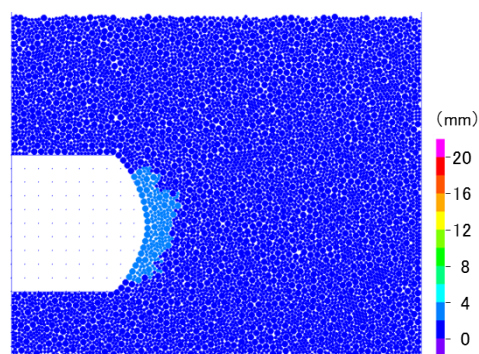
a) スライド量 0mm



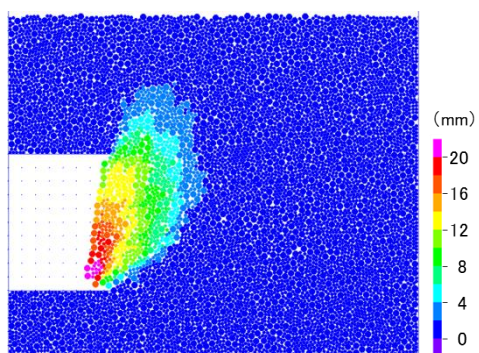
a) スライド量 0mm



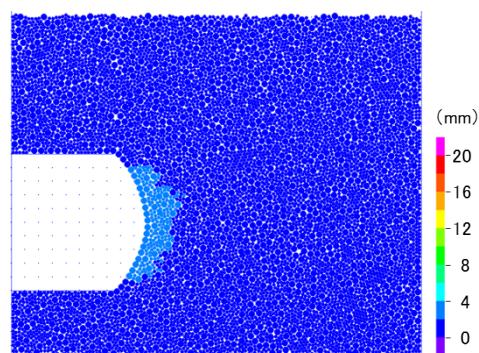
b) スライド量 5mm



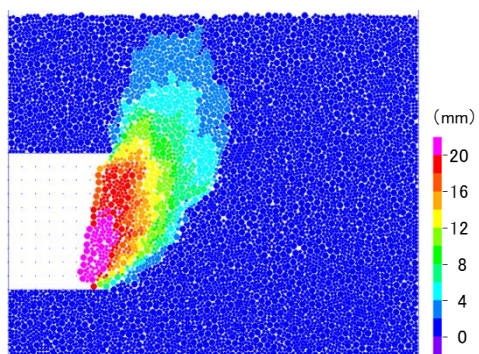
b) スライド量 5mm



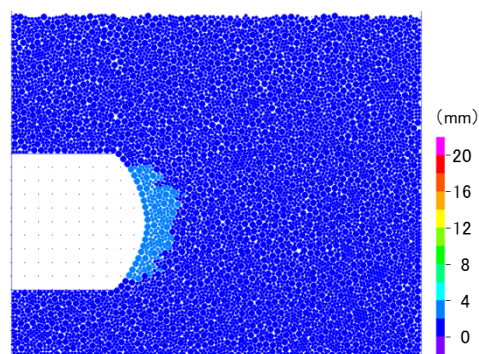
c) スライド量 10mm



c) スライド量 10mm



d) スライド量 15mm



d) スライド量 15mm

図 1.9 鏡吹付けモデル 変位図
直壁型切羽（左）と円弧型切羽（右）

1.3 本論文の構成

本論文は7章で構成されている。

第1章では、序論として本研究の背景と目的を示したほか、曲面切羽に関する既往の研究及び学内でこれまでに行ってきた曲面切羽に関する模型実験、数値解析の経緯をまとめ、本論文の全体構成について記述した。

第2章では、本研究で用いられる個別要素法（DEM）による解析について、その概要と解析の手順、用いた定式についてまとめた。

第3章では、模型実験寸法で底面摩擦場におけるDEM解析について、得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。

第4章では、第3章で行ったDEMでの底面摩擦場の解析条件を重力場に変更し、得られた結果を切羽形状毎にまとめ、第3章の結果と比較し、考察した。

第5章では、現実の地盤における地山物性値を解析に反映させるための三軸圧縮試験について示し、得られた結果をまとめ、その結果に基づいた解析物性値を決定した。

第6章では、第5章で得られた解析物性値を反映し、現実の施工を考慮した実規模の寸法への領域拡張を行い、切羽崩壊挙動をDEM解析によって求め、その結果から各切羽形状における切羽安定性の評価を行った。

第7章では、本研究の結論および今後の課題として、本研究で得られた結果をまとめ、各切羽形状における切羽安定性の比較検討を行った。

【参考文献】

- 1) 今田徹：山岳トンネル設計の考え方，土木工学社，2010
- 2) 佐藤淳：低強度地山での曲面切羽全断面掘削早期閉合工法と支保構造に関する研究，首都大学東京博士学位論文，2015.

第 2 章 DEM による数値解析

今回の解析手法として DEM（個別要素法）を用いる．トンネル挙動に関する数値解析では，連続体解析に適した有限要素法（FEM）が主に用いられているが，不連続体の挙動や地山の崩壊を模擬することが困難である．一方，DEM は不連続な変形を模擬することに適しており，未固結粒状体を模擬した実験における地山挙動を再現することに適した解析手法である．

本章では本論文で用いられている DEM についての定式や DEM を用いる利点などを説明する．さらに，第 3 章の解析では，地山に作用させる力を重力ではなく底面摩擦力として解析を行った．底面摩擦力は，底面摩擦模型実験における疑似重力に相当するもので，その定式について本章で説明する．

2.1 概説

岩盤は節理や不連続面を有することが多く，それらがトンネルなどの岩盤内構造物の安定性や周辺地山の挙動に対して大きな影響を与えることから，不連続体解析の必要性がますます高まっていることは必然的な流れといえる．

不連続解析方法の一つである個別要素法（distinct element method）は，剛体要素と剛体要素の間に仮想的なばねとダッシュポットを配置し，要素同士の接触を考慮しながら時々刻々の要素の運動を追跡するものである．

様々な崩壊現象を計算機上で模擬しうる可能性をもち，モデル形状や条件を自在に設定できるだけでなく，室内実験や現実の地山や構造物では測定が困難なものでも容易に求められるという利点をもつ．またその理論や計算技法や構成式などが非常に平易であるために，計算機上に組み込むこともそれを用いて解析することも容易である．

DEM では様々な形状の要素が用いられているが，粒状体をモデル化するための要素として開発された円要素には次のような利点がある．

- ① DEM 解析では演算時間の大半を接触判定に費やすが，円形要素は他の要素に比べて接触判定が非常に容易であり計算時間に関する優位性がある．
- ② 多角形要素や多面体要素では計算時の要素隅角部のわずかなかみあいがある結果の大きな影響を及ぼすこと，要素の配置形状が破壊面に重大な影響を及ぼすことなどの問題があるのに対し円要素ではこのようなことがない．
- ③ 円形要素をランダムに配置することは比較的容易であるが，これにより潜在的な弱面を形成させないことが可能なため，破壊面が事前に想定できない場合や初期不連続面が顕著に存在しない場合にも有効である．

このため、斜面崩壊問題等で対象となる岩盤ブロックや初期状態は連続体とみなすべき地山やコンクリート構造物など、円形でない対象物も円形要素を用いてモデル化することは非常に有効である。

2.2 DEM 解析の流れ

不連続体解析手法の一つとして広く知られている個別要素法（Distinct Element Method：DEM）は、各要素を剛体と考え、剛体要素と剛体要素の間に仮想的なばねとダッシュポットを配し、要素同士の接触を考慮しながら時々刻々の要素の運動を追跡する解析手法である^{1),2)}。この手法は有限要素法や境界要素法のような連続体を解析する手法ではなく、粒状材料集合体の動的挙動を扱うのに適している。様々な崩壊現象を計算機上で模擬し得る可能性を持ち、モデル形状や条件を自在に設定できるだけでなく、室内実験や現実の地山や構造物では測定が困難なものでも容易に求められるという利点を持つ。また、その理論や計算技法や構成式などが非常に平易であるため、境界条件等の設定や応力、ひずみ、要素の回転角などの必要なデータの出力が容易である。ここで、図 2.1 に DEM 解析のフローを示す。

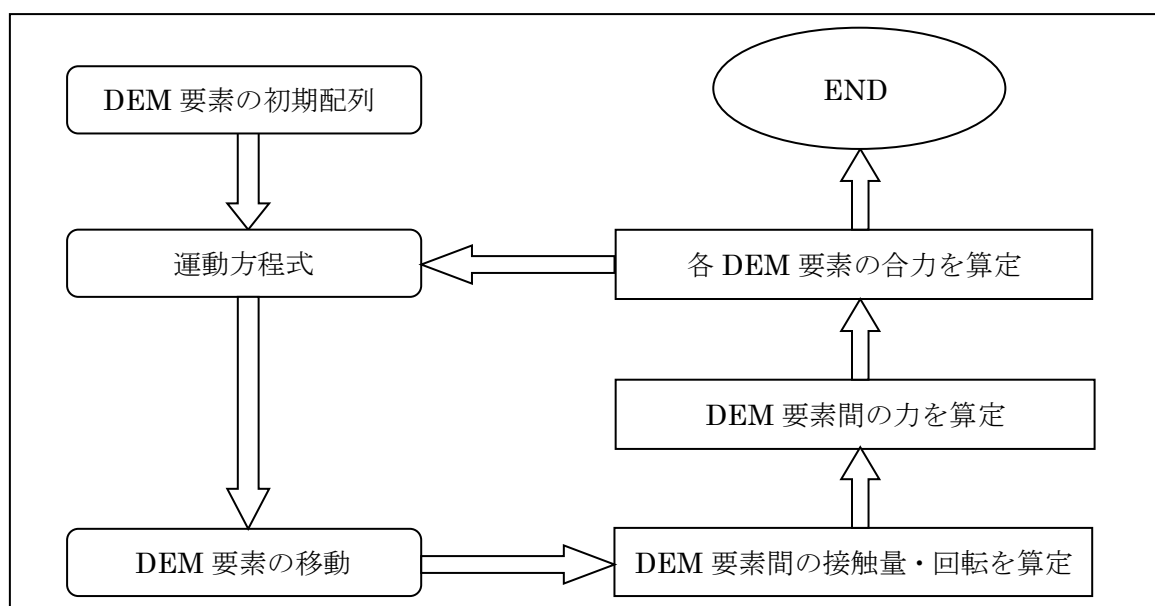


図 2.1 DEM 解析のフロー図

2.3 本研究で用いた定式

以下では要素間の記述は円形要素－円形要素間を主体とし，円形要素－直線境界間については記述を省略する部分もある．そのような部分は円形要素－円形要素間の記述を少し修正するだけで済むからである．

(a) 運動方程式と球解

円形剛体要素について，次の運動方程式が成り立つ．

$$\begin{aligned} m\ddot{x} &= F_x \\ m\ddot{y} &= F_y \\ I\ddot{\theta} &= M \end{aligned} \tag{2.1}$$

ここで， m は質量， I は慣性モーメント， \ddot{x} および \ddot{y} は要素中心の x 方向並進加速度および y 方向並進加速度， $\ddot{\theta}$ は要素中心周りの回転角加速度， F_x および F_y は要素に作用している力の x 方向成分および y 方向成分， M は要素中心回りの回転モーメントをそれぞれ表す．回転は反時計回りを正とする．

これより，時刻 t における要素の加速度が次式で算出される．

$$\begin{aligned} \ddot{x}_{(t)} &= F_{x(t)} / m \\ \ddot{y}_{(t)} &= F_{y(t)} / m \\ \ddot{\theta}_{(t)} &= M_{(t)} / I \end{aligned} \tag{2.2}$$

微小な時間増分 Δt 後の時刻 $t + \Delta t$ における要素の速度は次式に示すように前進 Euler 型の差分近似式で求められるものとする．

$$\begin{aligned} \dot{x}_{(t+\Delta t)} &= \dot{x}_{(t)} + \ddot{x}_{(t)} \cdot \Delta t \\ \dot{y}_{(t+\Delta t)} &= \dot{y}_{(t)} + \ddot{y}_{(t)} \cdot \Delta t \\ \dot{\theta}_{(t+\Delta t)} &= \dot{\theta}_{(t)} + \ddot{\theta}_{(t)} \cdot \Delta t \end{aligned} \tag{2.3}$$

ここで， x および y は要素中心の x 座標および y 座標， θ は要素中心回りの回転角をそれぞれ表す．

時刻 $t + \Delta t$ における要素の変位は次式に示すように後退 Euler 型の差分近似式で求められるものとする．

$$\begin{aligned}
x_{(t+\Delta t)} &= x_{(t)} + \dot{x}_{(t+\Delta t)} \cdot \Delta t \\
y_{(t+\Delta t)} &= y_{(t)} + \dot{y}_{(t+\Delta t)} \cdot \Delta t \\
\theta_{(t+\Delta t)} &= \theta_{(t)} + \dot{\theta}_{(t+\Delta t)} \cdot \Delta t
\end{aligned} \tag{2.4}$$

並進方向成分と回転方向成分の次元を同一に表示するため、例えば、式 (2.2) における回転方向の式を次のように表すこともできる。

$$r\ddot{\theta}_{(t)} = \frac{M_{(t)}/r}{I/r^2} = \frac{F_{\theta(t)}}{I/r^2} \tag{2.5}$$

ここで、 F_{θ} は要素中心回りの回転モーメント M を要素半径 r で除したものであり、要素に作用している力の回転方向成分を表す。

(b) 相対変位増分

円形要素（半径 r_i ）と円形要素（半径 r_j ）の間に、図 2.2 に示すように、接触点を原点として要素 i の中心から要素 j の中心へ向かう方向およびこれと直交する方向に一致する局所座標 $n-s$ を定義し、 n 軸と x 軸とのなす角を φ とする。このとき、時間増分 Δt に対する円形要素間相対変位増分は次式で求められる。

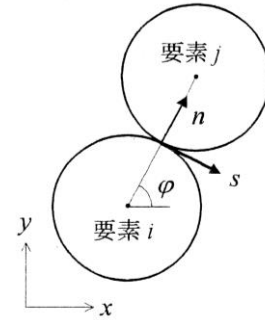


図 2.2 要素間の局所座標

$$\begin{Bmatrix} \Delta u \\ \Delta v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \varphi & \sin \varphi \\ -\sin \varphi & \cos \varphi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta x_i - \Delta x_j \\ \Delta y_i - \Delta y_j \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ r_i \Delta \theta_i + r_j \Delta \theta_j \end{Bmatrix} \tag{2.6}$$

ここで、 Δu は法線方向の相対変位増分（接近が正）、 Δv は接線方向の相対変位増分（要素 i に対して要素 j が $+s$ 方向に相対的に移動する場合が正）、 Δx_i 、 Δy_i 、 $\Delta \theta_i$ は円形要素 i の並進方向および回転方向の変位増分、 Δx_j 、 Δy_j 、 $\Delta \theta_j$ は円形要素 j の並進方向および回転方向の変位増分をそれぞれ表し、例えば、 $\Delta x = x_{(t+\Delta t)} - x_{(t)}$ である。

(c) 作用力

要素への作用力は重力と外力と接触抗力の合力で与える．接触抗力は接触している要素間に設けるばねとダッシュポットに生じる要素間の相対変位と相対変位速度で決定する．

これらは，図 2.3 に示すように，法線方向と接線方向にそれぞれ並列配置する．

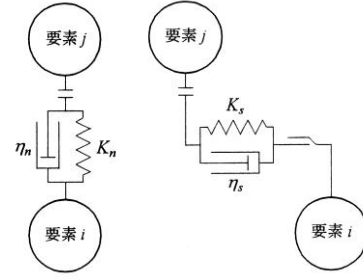


図 2.3 要素間モデルの模式図

接触する 2 要素間の接触抗力の法線方向成分 P は次式で与えられる．

$$\begin{aligned} P_{(t)} &= P_{e(t)} + P_{d(t)} \\ P_{e(t)} &= P_{e(t-\Delta t)} + K_n \Delta u \\ P_{d(t)} &= \eta_n \Delta u / \Delta t \end{aligned} \quad (2.7)$$

ここで， P_e は法線方向ばね（ばね係数 K_n ）の弾性抗力， P_d は法線方向ダッシュポット（粘性係数 η_n ）の粘性抗力を表す．

接触する 2 要素間の接触抗力の接線方向成分 Q は次式で与えられる．

$$\begin{aligned} Q_{(t)} &= Q_{e(t)} + Q_{d(t)} \\ Q_{e(t)} &= Q_{e(t-\Delta t)} + K_s \Delta v \\ Q_{d(t)} &= \eta_s \Delta v / \Delta t \end{aligned} \quad (2.8)$$

ここで， Q_e は接線方向ばね（ばね係数 K_s ）の弾性抗力， Q_d は接線方向ダッシュポット（粘性係数 η_s ）の粘性抗力を表す．

式 (2.2) の力の成分 F_x および F_y は $P_{(t)}$ および $Q_{(t)}$ を座標変換し，重力と外力に加えることによって求められる．回転モーメント M は $Q_{(t)}$ と要素半径との積で求められ，式 (2.5) の力の回転成分 F_θ は $Q_{(t)}$ より求められる．他の要素とも接触している場合は，さらに足し合わされる．例えば，図 2.2 の場合， y 方向を鉛直上方向として重力加速度を g とし外力が作用していないものとすれば，要素 i （質量 m_i ）への作用ベクトル F は接触抗力ベクトル R および重力ベクトル G の和として次式で求められる．

$$F = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_\theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ M/r_i \end{Bmatrix} = R + G = \begin{Bmatrix} R_x \\ R_y \\ R_\theta \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} G_x \\ G_y \\ G_\theta \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} \cos \varphi & -\sin \varphi \\ \sin \varphi & \cos \varphi \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} P \\ Q \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ -m_i g \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.9)$$

同様に、要素 j （質量 m_j ）への作用力ベクトル F は次式で求められる。

$$F = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_\theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ M/r_j \end{Bmatrix} = R + G = \begin{Bmatrix} R_x \\ R_y \\ R_\theta \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} G_x \\ G_y \\ G_\theta \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} \cos \varphi & \sin \varphi \\ \sin \varphi & \cos \varphi \\ 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} P \\ Q \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ -m_j g \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (3.10)$$

(d) 接触状態の判定

時刻 t における円形要素 i と j の間の接触状態は以下のように判定する（要素中心間距離を D_{ij} とする）。

$$\left. \begin{array}{ll} \text{直前（時刻 } t - \Delta t \text{）が非接触状態のとき} \\ D_{ij(t)} > r_i + r_j \quad \text{ならば 非接触状態} \\ D_{ij(t)} \leq r_i + r_j \quad \text{ならば 接触状態} \\ \text{直前（時刻 } t - \Delta t \text{）が接触状態のとき} \\ P_{e(t)} \geq -\sigma_{ID} A_{ij} \quad \text{ならば 接触状態} \\ P_{e(t)} < -\sigma_{ID} A_{ij} \quad \text{ならば 非接触状態} \end{array} \right\} \quad (2.11)$$

ここで、 σ_{ID} は粒子間引張強度、 A_{ij} は要素間の有効接触面積（定義式は後述）を表す。
非接触状態のときは弾性抗力も粘性抗力も働かないものとし、

$$P_{e(t)} = P_{d(t)} = Q_{e(t)} = Q_{d(t)} = 0 \quad (2.12)$$

接触状態のときの接線方向の抗力はせん断変形に対する摩擦力によって生じるものとし、クーロン側によって次のように限界が定められるものとする。

$$\begin{aligned} |Q_{e(t)}| &> \mu_D \cdot P_{e(t)} \text{ のとき} \\ Q_{e(t)} &= \mu_D \cdot P_{e(t)} \cdot Q_{e(t)} / |Q_{e(t)}| \\ Q_{d(t)} &= 0 \end{aligned} \quad (2.13)$$

ここで、 μ_D は要素間摩擦係数であり、要素間摩擦角 ϕ_D より与えられる（ $\mu_D = \tan \phi_D$ ）。

(e) 材料定数

半径 r ，質量密度 ρ_D ，奥行長 l の円形要素の質量 m と慣性モーメント I は次式で与えられる。

$$m = \rho_D \pi r^2 l, \quad I = m r^2 / 2 \quad (2.14)$$

法線方向ばねのばね係数 K_n と法線方向ダッシュポットの粘性係数 η_n は以下の式で定められるものとする。

円形要素－直線境界間

$$\begin{aligned} K_n &= 2k_n l \\ \eta_n &= 2h_n \sqrt{K_n m} \end{aligned} \quad (2.15)$$

円形要素 i －円形要素 j 間

$$\begin{aligned} K_n &= k_n A_{ij} / (r_i + r_j) \\ \eta_n &= 2h_n \sqrt{K_n m_i m_j / (m_i + m_j)} \end{aligned} \quad (2.16)$$

ここで、 k_n はもともと円形弾性体の接触による弾性変位を円形剛体間のばねの弾性変位で表すための仮想的な縦弾性係数³⁾ (以下、仮想縦弾性係数)、 A_{ij} は接触面の有効面積であり次式で定義する。

$$A_{ij} = \begin{cases} 2l \cdot r \\ 2l \cdot \min\{r_i, r_j\} \end{cases} \quad (\text{円形要素－円形要素間}) \quad (2.17)$$

ここで、 $\min\{a, b\}$ は a と b のうちの小さい方を意味する。また、 h_n は法線方向減衰定数であり、次式で与えられる⁴⁾。

$$h_n = \sqrt{(\ln e)^2 / \{\pi^2 + (\ln e)^2\}} \quad (2.18)$$

ここで、 $(\ln e)$ は反発係数の自然対数である。
式 (2.16) の特別な場合として、半径も質量も等しい 2 つの円形要素間では次式が成り立つ。

$$\begin{aligned} K_n &= k_n l \\ \eta_n &= h_n \sqrt{2K_n m} \end{aligned} \quad (2.19)$$

従ってこのとき、円形要素－直線境界間の法線方向ばね係数および法線方向粘性係数に比べ、それぞれ $1/2$ 倍および $1/\sqrt{2}$ 倍になる。

接線方向の係数については、逓減率 s によって次のように与えられるものとする。

$$\begin{aligned} K_s &= K_n \cdot s \\ \eta_s &= \eta_n \cdot \sqrt{s} \end{aligned} \quad (2.20)$$

なお、 s は本研究における仮想縦弾性係数に対する仮想せん断弾性係数の比を表している。

(f) 時間増分

運動方程式の求解は前進差分型の陽解法であるため、解の安定条件から、次式に示すように時間増分 Δt は限界時間増分 Δt_{CRIT} より小さくしなければならない。

$$\Delta t < \Delta t_{CRIT} \quad , \quad \Delta t_{CRIT} = \min_i [\eta_n / K_n] \quad (2.21)$$

ここで、 $\min[a]$ はパラメータ a の値の中の最小値を意味する。Cundall & Strack⁹⁾ は 1 質点系の解の安定条件から限界時間増分 $\Delta t_{CRIT} = 2\sqrt{m/K_n}$ を求めており、それが一般的な指標になっている。しかし、これは円形要素－直線境界間に対するものであり、半径も質量も等しい 2 つの円形要素間では式 (2.19) から分かるとおり、円形要素－直線境界間の場合よりも小さくなる ($1/\sqrt{2}$ 倍になる)。従って、限界時間増分は上式 (2.21) で定義すべきである。上式と同様の式 $\Delta t < \eta_n / K_n$ を使う方が便利であると木山・藤村¹⁰⁾ が言及しているが、便利というより使わなければならないというべきである。

また、1 解析ステップ中に隣接要素を通り抜けるほど大きな移動量が生じないようにするため、次のように設定する必要もある。

$$\Delta t < \min \left[2r / \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \right] \quad (2.22)$$

ここで、右辺の項が上述の限界時間増分より小さければ、これが限界時間増分となる。

時間増分 Δt を小さくするほど解の安定性がよくなり差分近似誤差も減少するが、所期の時刻に至るまでの解析ステップ数が増加するため、演算時間の増大と演算誤差の累積増を招く。そこでこれまでの経験から、通常、時間増分 Δt は限界時間増分 Δt_{CRIT} の $1/5 \sim 1/20$ 程度に設定する。

一般的には、仮想縦弾性係数 k_n を実際の弾性変形係数より小さくしたり、円形要素の径を実際の粒子径より大きくしたりして限界時間増分を大きくしなければ、実用的な時間内に解くことができない場合も多い。

2. 4 底面摩擦力

破壊を伴うような問題において、DEM の新たなモデルや DEM 解析結果妥当性を検証する場合、崩壊過程の再現性と観測の難しさのため、重力場における検証は極めて難しい。これに対し、重力効果を表現し得る底面摩擦模型実験は実験や観察が容易であり、本実験と DEM 解析結果を比較検討し妥当性を確認することははるかに容易である。しかしそのためには、底面摩擦力場という本実験固有の条件下における DEM 解析手法を確立する必要がある。

この問題に対し、松井⁵⁾は崩壊過程に対する DEM 解析の妥当性の容易な検証を可能にすることを目的として、DEM における底面摩擦力場を下式 (2.23) のように定式化している。本研究では、これを参考にして解析を行った。

底面摩擦力・・・楕円型評価式 (2.23)

$$B_x = \frac{-(\dot{x} - \dot{x}_B)}{\sqrt{(\dot{x} - \dot{x}_B)^2 + (\dot{y} - \dot{y}_B)^2 + (r\dot{\theta})^2}} \mu_B mg$$

$$B_y = \frac{-(\dot{y} - \dot{y}_B)}{\sqrt{(\dot{x} - \dot{x}_B)^2 + (\dot{y} - \dot{y}_B)^2 + (r\dot{\theta})^2}} \mu_B mg$$

$$B_\theta = \frac{-r\dot{\theta}}{\sqrt{(\dot{x} - \dot{x}_B)^2 + (\dot{y} - \dot{y}_B)^2 + (r\dot{\theta})^2}} \frac{2}{3} \mu_B mg$$

ここで、 B_x , B_y , B_θ : 底面摩擦力の x , y , θ 方向成分

μ_B , \dot{x}_B , \dot{y}_B : 底面摩擦係数, 底板速度の x , y 方向成分

m , g : 円要素の質量, 重力加速度

【参考文献】

- 1) Cundall P.A. : A computer model for simulating progressive,large-scale movements in blocky rock systems, Proceedings of Symposium of International Society of Rock Mechanics,At Nancy, France, Volume: 1, pp.129-136, 1971.
- 2) P. A. Cundall and O. D. L. Strack : A discrete numerical model for granular assemblies, Géotechnique, Volume 29,Issue 1, pp. 47 -65, 1979.
- 3) 園田佳巨, 佐藤紘志, 石川信隆, 太田俊昭 : 個別要素法によるサンドクッションの衝撃応答特性に関する基礎的考察, 土木学会論文集, No.483/I-26, pp.51-60, 1994.
- 4) 大町達夫, 荒井靖博 : 個別要素法で用いる要素定数の決め方について, 構造工学論文集, Vol.32A , pp.715-723, 1986.
- 5) 松井幹雄, 西村和夫, 今田徹 : 底面摩擦模型実験の個別要素法解析のための底面摩擦力の定式化, 土木学会論文集, No.589, III-42, pp.99-108, 1998.

第 3 章 底面摩擦模型実験の DEM による検証解析

著者らは、小土被り未固結粒状体地山での全断面掘削を対象として、曲面切羽の安定性を底面摩擦模型実験および模型実験を再現した数値解析によって検証してきた¹⁾。解析手法としては、個別要素法（DEM）を用いた。トンネル挙動に関する数値解析では、連続体解析に適した有限要素法（FEM）が主に用いられているが、不連続体の挙動や地山の崩壊を模擬することが困難である。一方、個別要素法（DEM）は不連続な変形を模擬することに適しており、未固結粒状体を模擬した実験における地山挙動を再現することに適した解析手法である。

本章では、模型実験寸法における切羽面無支保モデルの底面摩擦模型実験を再現した DEM 解析を行い、得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。また、模型実験では観測することのできない切羽面に鏡吹付けを模擬したモデルを施した場合の、切羽面に作用する荷重の解析結果についても切羽形状毎に考察した。

3.1 底面摩擦模型実験の無支保モデルの DEM による検証解析

本節では、底面摩擦場で模型実験寸法における切羽面無支保モデルの DEM 解析を行い、全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースについて得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。

3.1.1 解析モデル

解析モデルは図 3.1 のように模型実験と同スケールとする。また、解析で用いる切羽形状は図 3.2 に示す。表 3.1 には無支保モデルの DEM 解析に用いる物性値を示す。地山円要素と地山円要素間、地山円要素と境界線要素間の解析物性値は地山円要素の解析物性値と同じである。要素間引張強度 σ_D 、要素間粘着力 c_D は未固結粒状体を再現するため 0 とした。解析時間とスライド速度に関しては、模型実験における最終的なスライド量と等しくなるように設定した。

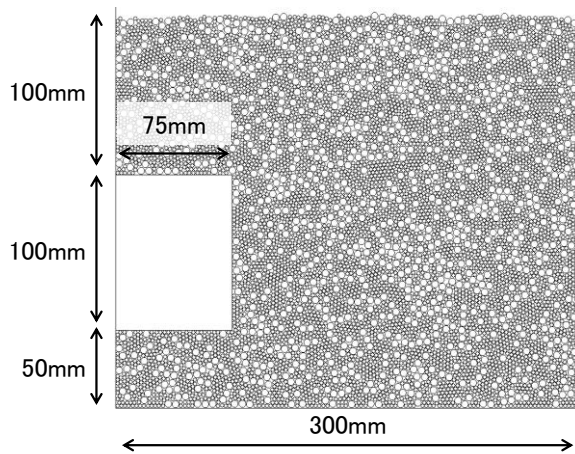


図 3.1 模型実験 解析モデル(無支保モデル)

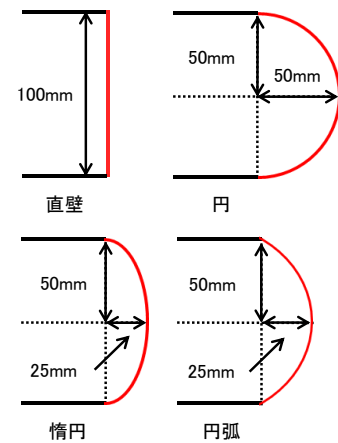


図 3.2 模型実験規模 各切羽形状の寸法

表 3.1 模型実験規模の底面摩擦場における無支保モデルの解析物性値

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	200	200
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角	φ_D	°	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	7.70×10^{-3}	7.70×10^{-3}
要素径		mm	$\varphi_1=2.5, \varphi_2=5.0$	
地山 重量混合比			$\varphi_1 : \varphi_2 = 3:2$	
底面摩擦係数	μ_B		1.946	
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}	
計算ステップ数			300000	
底面スライド速度		mm/sec	5.0	
最終時のスライド量		mm	15.0	

3.1.2 解析方法

初めに、パッキングとして、図3.3のように地山要素を上方から落下させる。その際、地山要素に働く力は疑似重力（底面摩擦力）であり、重力ではない。また、パッキングは地山要素を十分に敷き詰めるために要素間摩擦角 $\phi_D=1^\circ$ として行った。その理由は次のようなことからである。自重解析時や収束時において要素間摩擦角 ϕ_D に大きい値を入力すると、地山要素が要素間の摩擦によりあまり密に詰まらず、そのため圧縮力をかけても要素がかみ合わず期待していた内部摩擦角が得られないためである。なお、地山要素の速度が十分に小さい0.1mm/sec以下に収束したら、地山要素は安定したと判断してパッキングを終了する。

次に、切羽部となる地山の要素を消去し、切羽を作成する。その際、切羽面に線要素を固定することで、トンネル内部への地山要素流出を防ぐ。つづいて、安定のために疑似重力を与え、パッキング同様に地山の速度が収束したら次の作業に移る。

その後、土被りを調整し、再び疑似重力を与えて地山の速度が収束したら、切羽面の線要素を除去し、要素間摩擦角 $\phi_D=1^\circ$ を元の角度に直し、模型実験と同じように地山に底面摩擦力を与えて地山挙動を解析する。このDEM解析の流れを図3.4に示す。

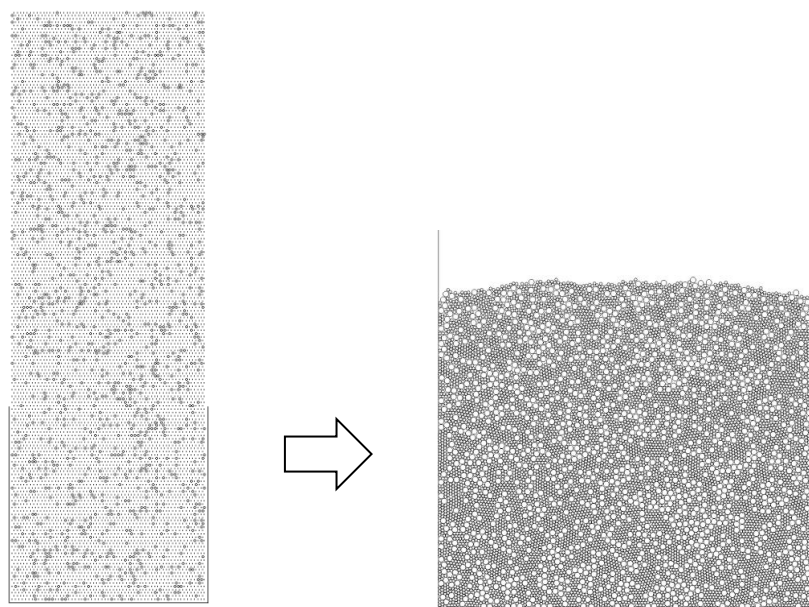


図 3.3 パッキングの流れ

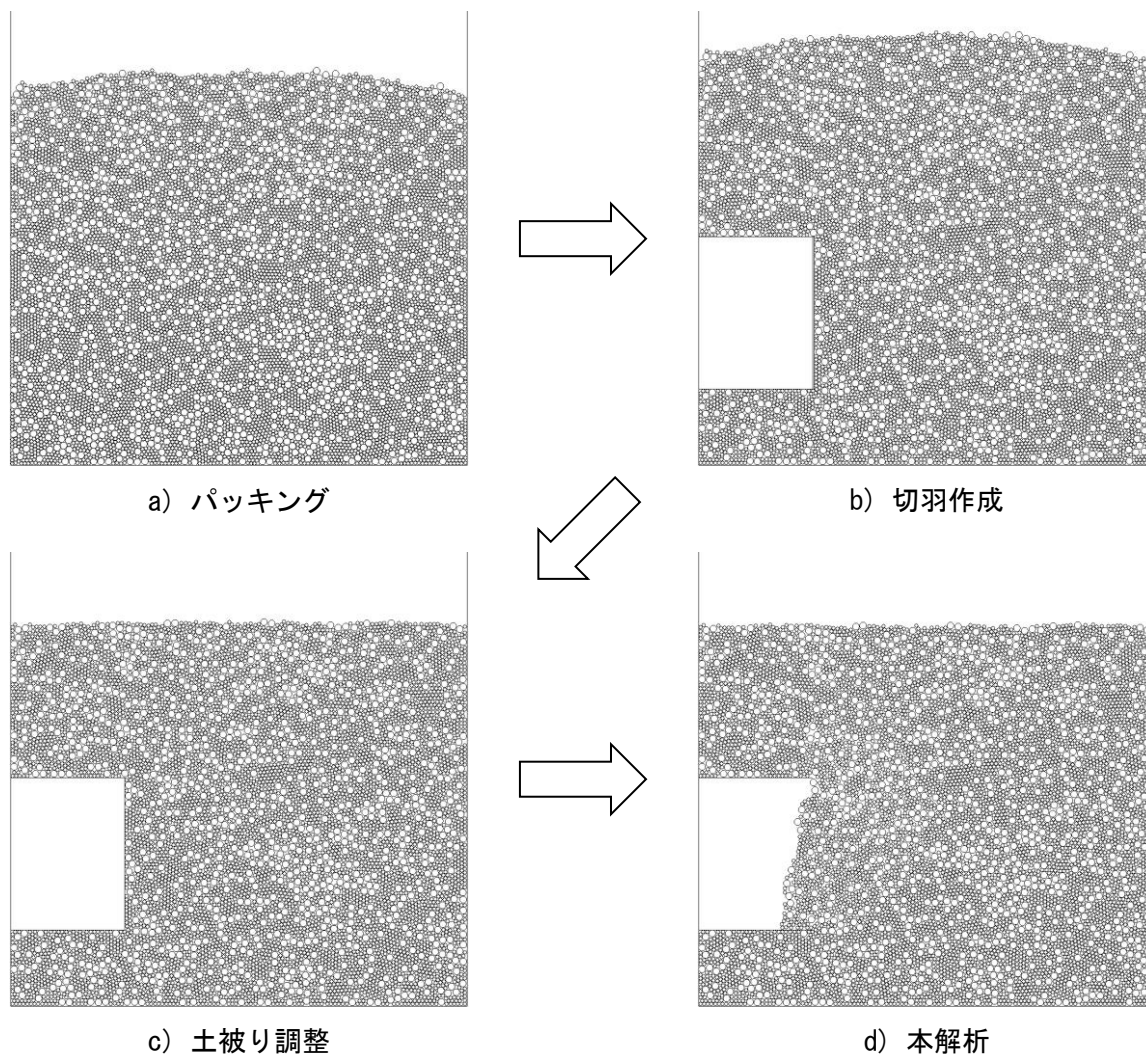


図 3.4 DEM 解析（模型実験規模の無支保モデル）の流れ

3.1.3 解析結果

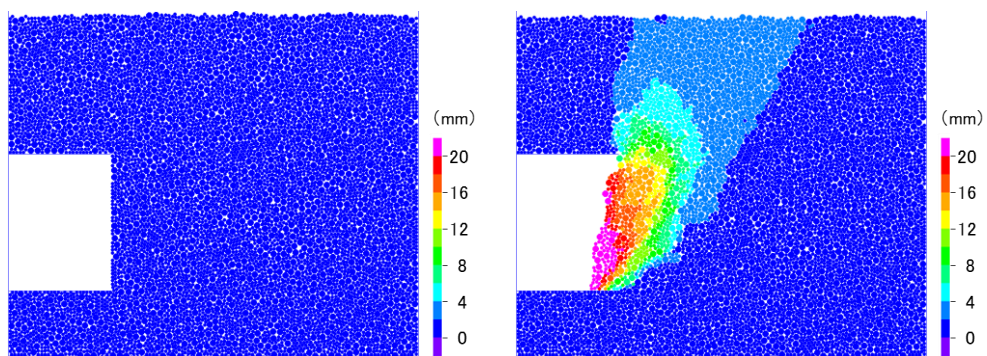
図 3.5 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm，最大値 20mm とした。なお，表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す。

直壁型切羽では，切羽中央付近がはらみだすように変位し始め，その後変位は切羽下部にいくほど大きくなっていく。また，各切羽形状と比較して切羽近傍に特に大きな変位が発生していることがわかる。地表面に近づくにつれ変位は小さくなる様子がわかり，地表面に向かってすべり線を生じている。

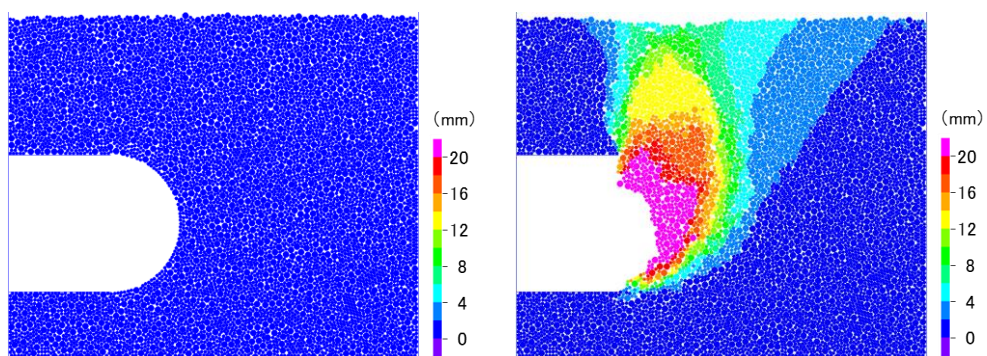
円型切羽では，地山からの押し出しに加え，切羽上部の地山の沈み込みによって切羽が崩壊していく様子が確認できる。また，切羽近傍に特に大きな変位が発生しており，その発生範囲はその他 3 ケースよりも大きくなっていることがわかる。これは，曲面切羽の切羽前方の奥行きが大きくなるほど，オーバーハング部が大きくなり，切羽が無支保である面積が大きいため崩壊しやすい状態になるためである。そのため，地表面付近にも大きな影響が及び，変位が広い範囲で生じている。また，その他 3 ケースは，切羽前方にすべり線が生じるのに対し，円型切羽は切羽直上に変位が進行している。

楕円型切羽では，スライド量が大きくなるにつれて地山からの押し出しと切羽上部の地山の沈み込みによって変位を生じ，楕円形が直壁型切羽に近づくように切羽は変形している。楕円型切羽はオーバーハング部が大きくないので，切羽上部の沈み込みは，円型切羽と比較して小さくなっている。また，切羽近傍に特に大きな変位が発生しており，その発生範囲は直壁型切羽よりも大きくなっていることがわかる。

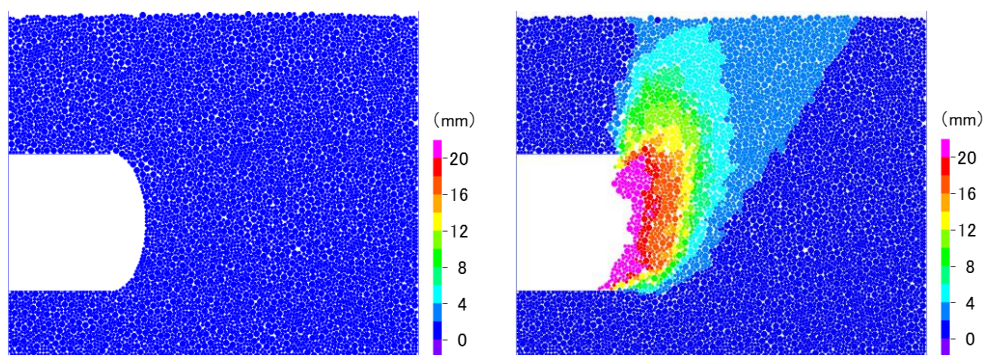
円弧型切羽では，楕円型切羽と同様にスライド量が大きくなるにつれて地山からの押し出し切羽上部の地山の沈み込みによって変位を生じている。また，切羽近傍に特に大きな変位が発生しており，その発生範囲は直壁型切羽よりも大きく，楕円型切羽と同程度の変化量となっていることがわかる。



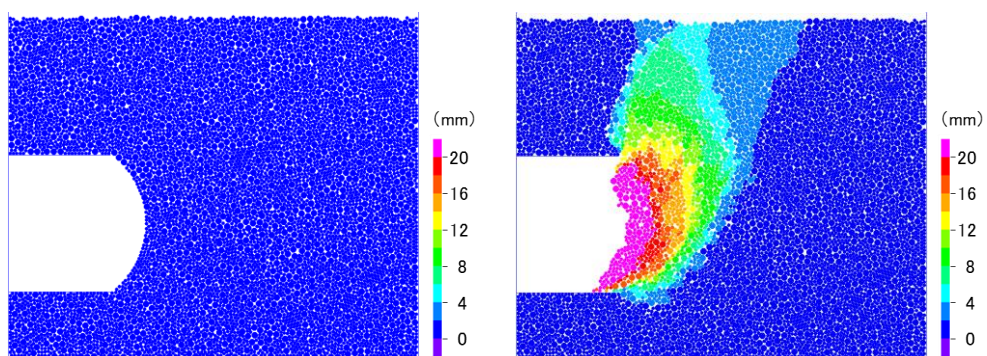
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 3.5 模型実験規模の底面摩擦場における無支保モデル 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（スライド量 15mm）

3.1.4 まとめ

DEM 解析の結果に基づいて、模型実験規模の底面摩擦場における無支保モデルの全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽）の挙動について比較し、切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検証を行う。

4 ケースの切羽形状の地山挙動から、直壁型切羽では切羽面からの押し出しによって崩壊している様子がわかる。また、切羽崩壊後、切羽面が斜面を形成していることも確認でき、地表面に向かってすべり線を生じている。円型切羽は、切羽面からの押し出しに加え、切羽上部からの落ち込みにより変形が生じた。切羽前方に掘り込むような形になるため、切羽の自由面が大きく、直壁型切羽より変位が大きくなったのは、この要因の影響が大きい。楕円型切羽、円弧型切羽も切羽前方に掘り込むが円型切羽より掘り込みが大きくないので、変位は円型切羽より小さくなった。

これらより、未固結粒状体地山においては切羽前方に掘り込むことは、オーバーハング部が大きくなり、切羽面が無支保の場合、変形が大きく生ずることがわかった。また、表 3.2 より無支保時において変位は切羽が曲率を小さいほど大きいこともわかる。

表 3.2 模型実験規模の底面摩擦場における無支保モデルの
スライド量 15mm のときの地山変位 (mm)

	直壁	円	楕円	円弧
最大切羽面変位量	28.12	31.98	27.88	30.25
最大地表面沈下量	2.58	7.96	3.75	4.70

3.2 模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデルの DEM 解析

本節では、前節で確認した底面摩擦場における DEM 解析にて、切羽面に実強度の鏡吹付け工を模擬し、全断面掘削工法の挙動を確認した。そして、得られた結果を比較することで、切羽面に鏡吹付け工を施した場合の最適切羽形状について考察した。

3.2.1 吹付けコンクリートのモデル化

模型実験において地山要素は不連続体であるが、吹付けは連続体であるため、DEM で連続体を再現する必要がある。この問題に対して、松井、西村²⁾は DEM の連続体への適用に関して検討を行っており、その有用性が確認されている。本研究ではこれを参考とし、図 3.6 のように、切羽面に同一径円要素を配列し要素間に引張強度を与えることで吹付けのような連続体を再現した。このとき、吹付けの破壊強度は図 3.7 のようにクーロンの破壊基準に従うものとし、引張強度 σ_{tD} (≤ 0)は要素間粘着力 c_D と要素間摩擦角 φ_D から以下のよう

$$\begin{aligned} \sigma_{tD} \geq -c_D \cdot \tan \varphi_D \quad &\text{のとき} \quad \sigma_{tD} = \sigma_{tD} \\ \sigma_{tD} < -c_D \cdot \tan \varphi_D \quad &\text{のとき} \quad \sigma_t = -c_D \cdot \tan \varphi_D \end{aligned} \quad (3.1)$$

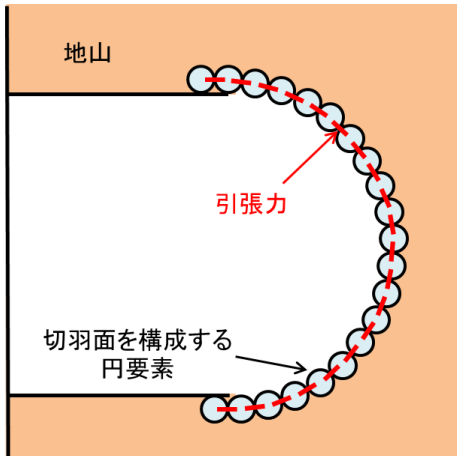


図 3.6 鏡吹付けのモデル化

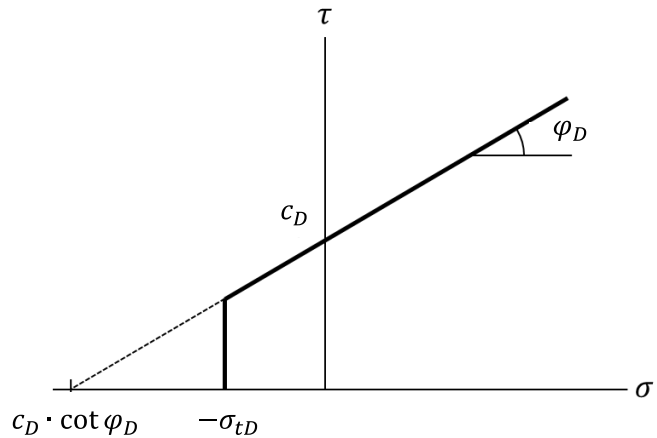


図 3.7 吹付けの破壊基準

さらに、吹付け円要素間のばね配置を単一ばねではなく分布ばねとし、曲げ強度を発揮するモデルを作成した。地山要素間のばね配置は、図 3.8 のように要素間の接触面に 1 組のばねとダッシュポットを配置させている。それに対し、吹付け円要素間は図 3.9 のように要素間の接触面に 3 組のばねとダッシュポットを配置させた。

このとき、1 組のばねに与えられる法線方向ばね係数 K_n と接線方向ばね係数 K_s は、それぞれ以下のように算出される。

$$\begin{aligned} K_n &= k_n A / 2rN \\ K_s &= k_s A / 2rN \end{aligned} \quad (3.2)$$

ここで、 A は要素間接触面の面積であり、同一径の円形要素間の有効面積に一致する（式 (2.17) 参照）。また、 r は円要素半径を表しており、 N はばねの組数である。

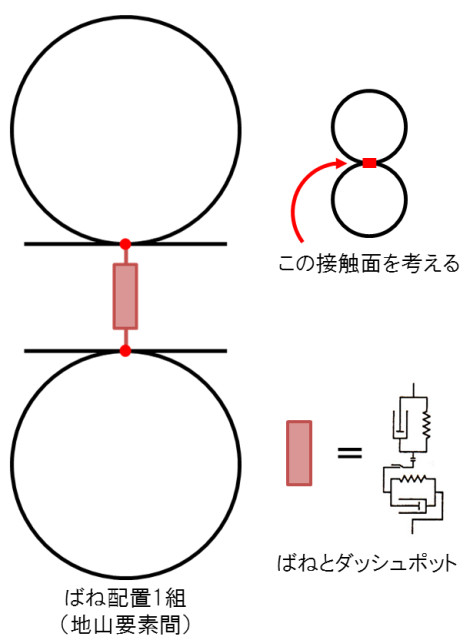


図 3.8 地山要素間のばね配置

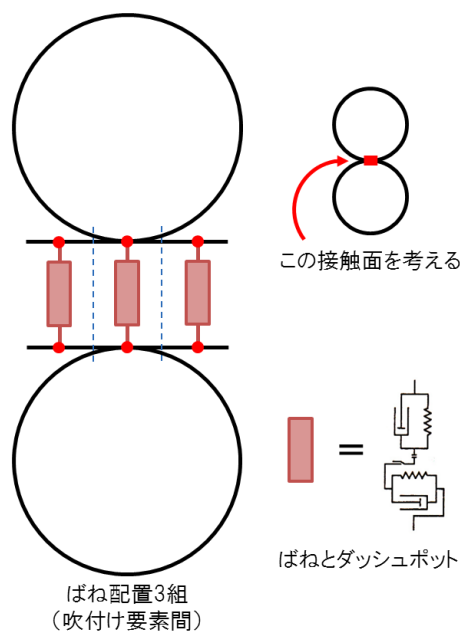


図 3.9 鏡吹付け要素間のばね配置

3.2.2 解析モデル

解析モデルは図 3.10 のように模型実験や前節と同スケールとする．鏡吹付け円要素径は地山要素径の最大値である 5mm と設定し，地山側の切羽面に接するように配列した．また，解析で用いる切羽形状は前節と同様に全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽，円弧型切羽）とする（図 3.2）．鏡吹付けモデルの DEM 解析に用いる物性値を表 3.3 に示す．地山円要素と地山円要素間，地山円要素と境界線要素間，地山円要素と鏡吹付け円要素間の解析物性値は地山円要素の解析物性値，鏡吹付け円要素と鏡吹付け円要素間，鏡吹付け円要素と境界線要素間は鏡吹付け円要素の解析物性値と同じである．鏡吹付けコンクリートモデルは，5mm の同一径の円要素に引張応力を与えることで再現した．圧縮強度 $f'_{ck}=18\text{N/mm}^2$ を想定し，要素間引張強度 σ_{tD} を約 1/10 の $\sigma_{tD}=1.8\text{N/mm}^2$ とした．

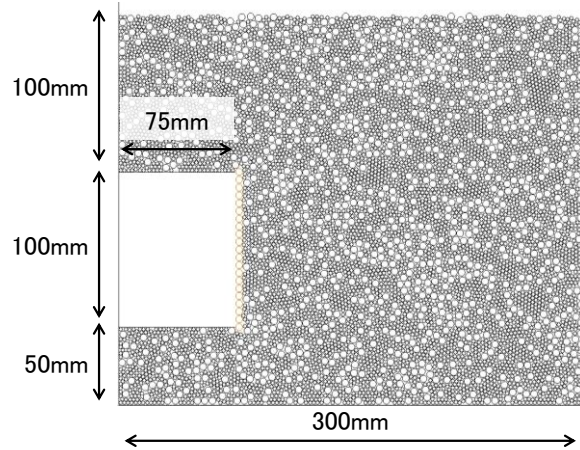


図 3.10 模型実験規模 解析モデル
(鏡吹付けモデル)

表 3.3 模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデルの解析物性値

	記号	単位	地山円要素	境界線要素	鏡吹付け円要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm^2	200	200	200
反発係数	e		0	0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm^2	0	0	0
要素間摩擦角	φ_D	$^\circ$	50	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm^2	0	0	1.8
単位体積重量	γ	N/mm^3	7.70×10^{-3}	7.70×10^{-3}	7.70×10^{-3}
要素径		mm	$\varphi_1=2.5, \varphi_2=5.0$		$\varphi_3=5.0$
地山 重量混合比			$\varphi_1:\varphi_2 = 3:2$		
底面摩擦係数	μ_B		1.946		
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}		
計算ステップ数			300000		
底面スライド速度		mm/sec	5.0		
最終時のスライド量		mm	15.0		

3.2.3 解析方法

パッキングは無支保モデル同様に行う（図3.3）。パッキングから本解析に至る過程での物性は3.1.2と同様である。

次に、切羽部となる地山の要素を消去し、切羽を作成する。その際、切羽面には鏡吹付けモデルとして鏡吹付け円要素を配置する。この段階では、鏡吹付け円要素は、変位を拘束し完全固定とし、トンネル内部への要素流出を防ぐ。つづいて、安定のために疑似重力を与え、パッキング同様に地山の速度が収束したら次の作業に移る。

その後、土被りを調整し、再び疑似重力を与えて地山の速度が収束したら、鏡吹付け円要素の変位を自由とし、模型実験と同じように地山に底面摩擦力を与えて地山挙動を解析する。このDEM解析の流れを図3.11に示す。

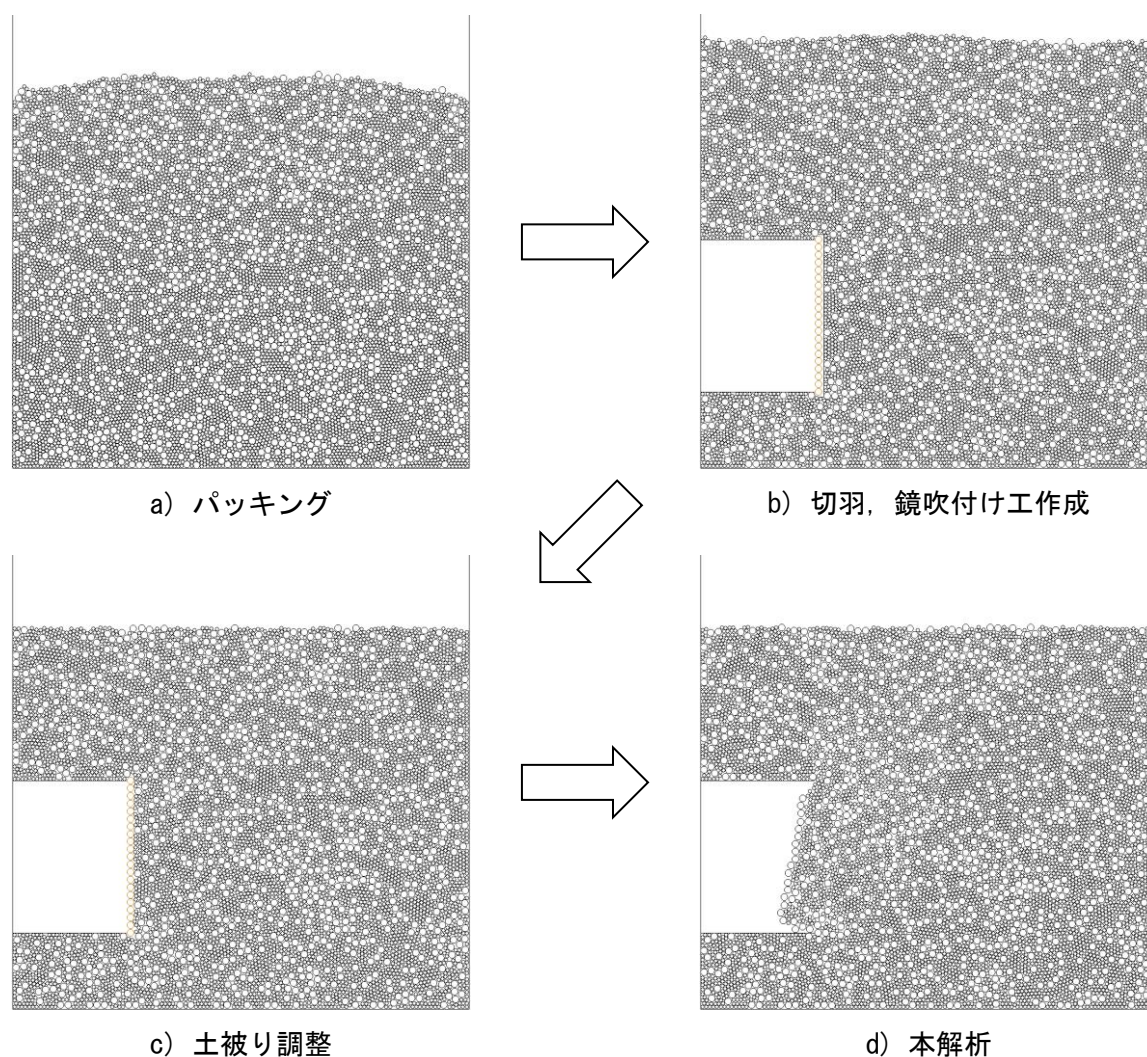


図 3.11 DEM 解析（模型実験規模の鏡吹付けモデル）の流れ

3.2.4 解析結果

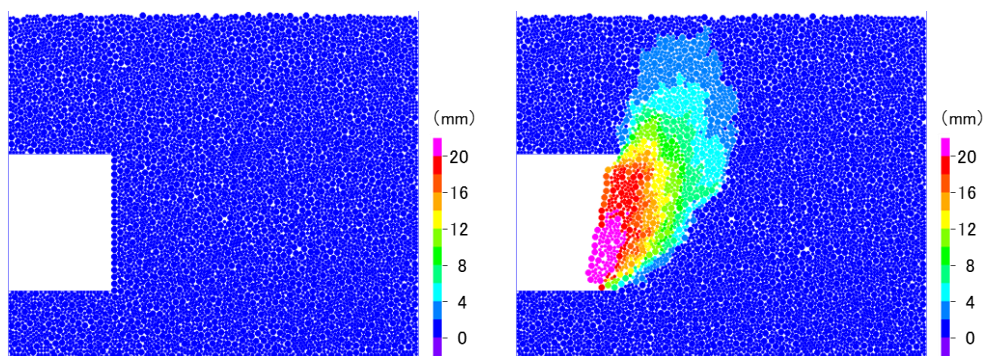
図 3.12 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm、最大値 20mm とした。なお、表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す。図 3.13 には、地山の応力状態を表す接触圧図を示す。接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm²、最大値 5N/mm² とした。

直壁型切羽は、スライド初期段階で切羽近傍地山が鏡吹付けを押し出すように変位する。その後、スライド量を増やしていくと鏡吹付けモデルは引張に耐えられず、鏡吹付けは引張破壊を起こし、切羽は崩壊した。そのため、その他 3 ケースと比較して、大きな変位が生じている。また、切羽崩壊に伴い、切羽近傍地山の緩みの範囲が大きく、地表面直下まで変位が生じている。

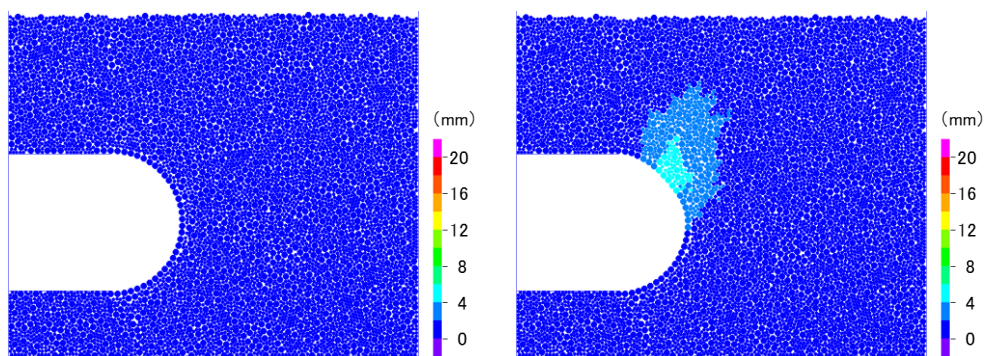
円型切羽は、スライド量を大きくしても切羽面の上部に少し変位が生じるのみである。これは、鏡吹付けがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ、直壁型切羽に比べ鏡吹付けモデルが機能していることがわかる。変位が上部にのみ発生した要因としては、円型切羽が、無支保時と同様に切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が広いことで、切羽直上の地山が崩落しやすい状態にあることが挙げられる。

楕円型切羽は、円型切羽と同様に鏡吹付けモデルがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ、鏡吹付けモデルが機能していることがわかる。楕円型切羽は、楕円型切羽の上部と下部は曲率が大きく、中央部は曲率が小さく、曲率が一定でないため弱部に応力が集中する。そのため、切羽中央部は曲率半径が小さく、直壁型切羽と似た形状になるため弱部となり、中央部に変位が生じたと考えられる。

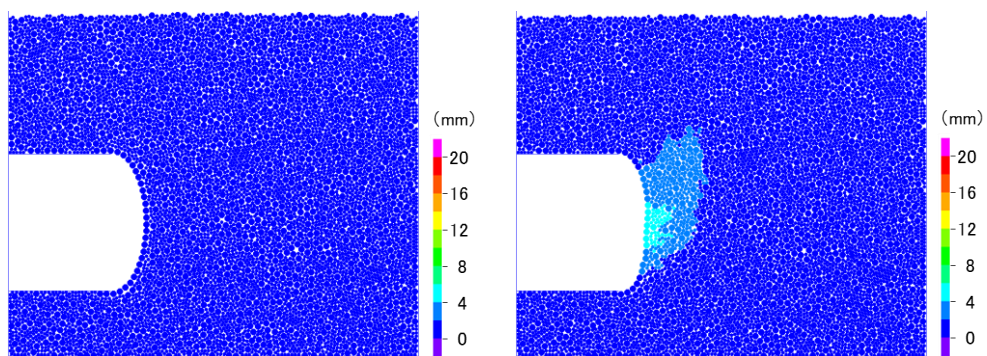
円弧型切羽は、円型切羽、楕円型切羽と同様に鏡吹付けモデルがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ、鏡吹付けモデルが機能していることがわかる。円弧型切羽は、円型切羽と比べ切羽前方の掘り込みが小さいため、オーバーハング状態になる範囲が狭く、また楕円型切羽と比べ曲率が一定であることから鏡吹付けのアーチ作用が発揮されやすく、大きな変位が生じなかったと考える。



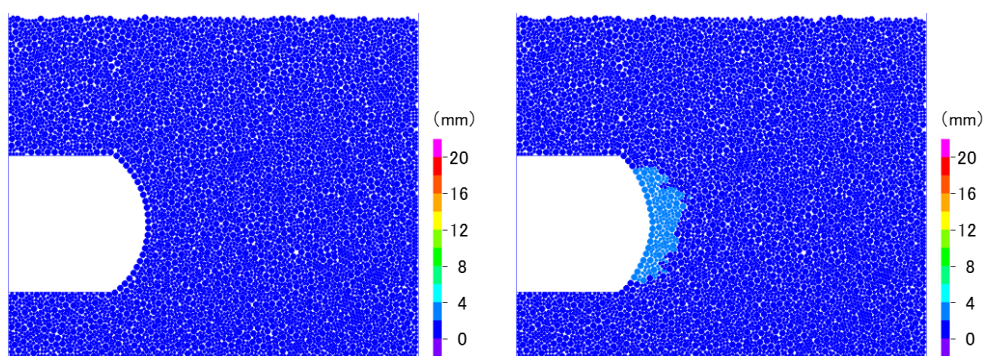
a) 直壁



b) 円

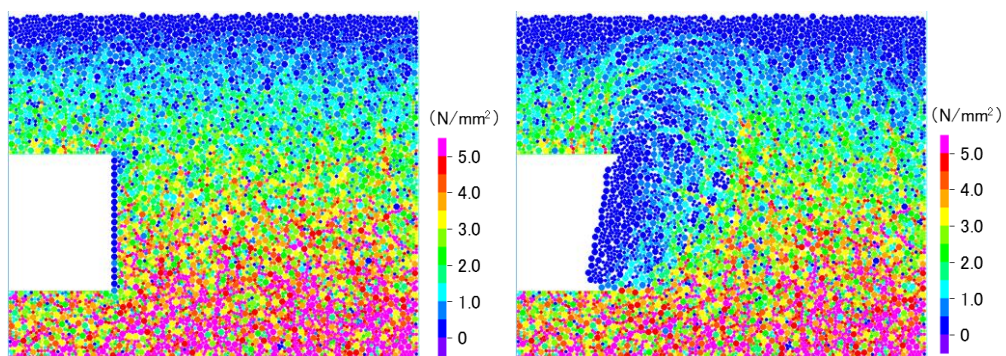


c) 楕円

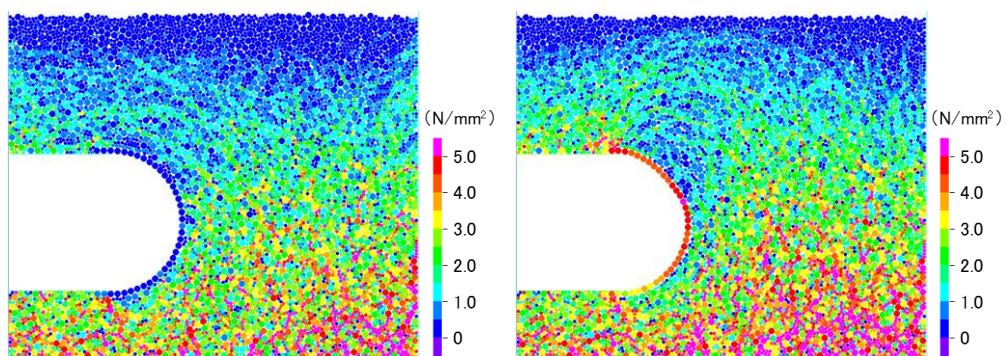


d) 円弧

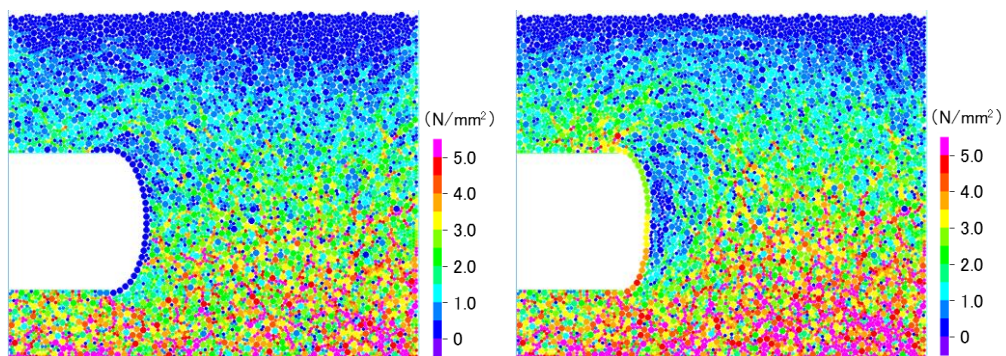
図 3.12 模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデル 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（スライド量 15mm）



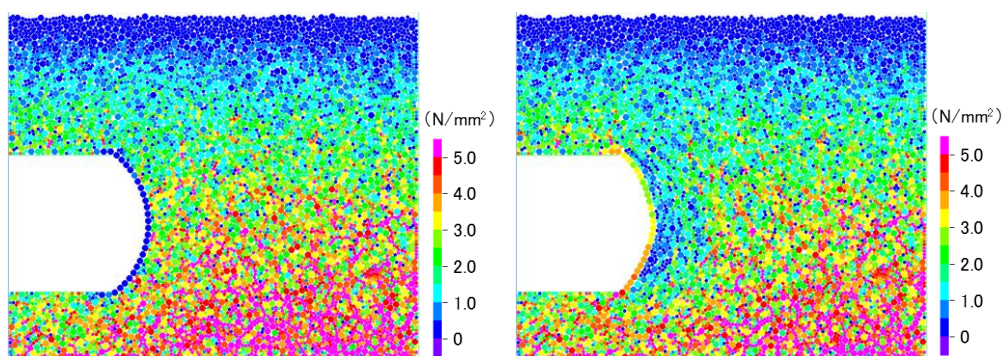
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 3.13 模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデル 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（スライド量 15mm）

3.2.5 まとめ

DEM 解析の結果に基づいて，模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデルの全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽）の挙動について比較し，切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検証を行う．

表3.4に各切羽形状における切羽面変位量を示す．表3.4をみると，最大切羽面変位量では，直壁型切羽は鏡吹付けモデルが引張破壊を起こし，切羽が崩壊したことで変位が大きくなった．その一方で，曲面切羽の円型，楕円型，円弧型切羽の3形状は，鏡吹付けモデルが切羽のアーチ効果により圧縮部材として働き，切羽は安定したまま保たれる結果となった．特に，円弧型切羽では曲率が一定かつオーバーハング状態になる範囲が狭いことから，切羽面に均一かつ少量の変位しか生じない結果であった．なお，最大地表面沈下量は，鏡吹付けモデルを施していることで地表面まで変位は進行しなかったため，値に大きな差は見られなかったが，円弧型切羽に関しては，その他の切羽形状より小さい値となった．

表 3.4 模型実験規模の底面摩擦場における鏡吹付けモデルの
スライド量 15mm のときの地山変位 (mm)

	直壁	円	楕円	円弧
最大切羽面変位量	27.66	5.09	5.72	3.52
最大地表面沈下量	1.85	1.89	1.60	0.54

また，図 3.12 から曲面切羽の3形状での変位は，いずれも薄青色のみ，つまり 2～4mm であることから地山円要素 1 個分程度の変位であることがわかる．これは要素間の空隙の影響によって移動した程度の変形であり，初期状態からスライド量 15mm の間に要素間同士の接触状態が強くなり，徐々にアーチ効果が現れたと考えられる．したがって，早い段階で変位が生じ，それ以降は要素間が詰まった後の変形挙動となり，特に円弧型切羽では高いアーチ効果が発揮されたことを確認できた．

3.3 模型実験規模の底面摩擦場における切羽面に作用する荷重

どのような切羽形状が有利であるかは、切羽の安定性で決めるべきである。そこで、本節ではより安定性の優れた切羽形状を考えるために、底面摩擦模型実験では計測することが難しい切羽面に作用する荷重の大きさを安定性を判断するひとつの指標として模型実験規模の底面摩擦場における DEM 解析により検証した。

3.3.1 解析方法

前節までは、切羽面は自由面にして解析を行ってきたが、この方法では切羽面に作用する荷重を求めることは難しい。そこで、切羽面に境界線要素を完全固定して配置することで、その線要素に作用する反力から切羽面に作用する荷重を求める。切羽面の変位が 0 となるように切羽面の線要素を完全に剛なものとして固定することで、切羽面に作用する荷重を解析することが可能となった。

さらに、トンネル掘削における緩みを考慮するため、図 3.14 のように、切羽面に切羽高さの 1%の余裕を持たせて地山を配置し解析を行った。切羽面に作用する荷重を解析する際に、地山側の線要素のみを消去して 1%の隙間を与え、トンネル掘削による緩みを考慮した。

解析で用いる物性値を表 3.5 に示す。これは、第 3 章 1 節で用いた物性値と同様である。解析モデルも同様である（図 3.1）。解析は各切羽形状それぞれ種類の違うパッキングを用いて 3 回ずつ行い、その平均値を結果として示す。また、解析結果はある程度収束したと判断したステップまで示し、図 3.15 のように切羽面を上部、中部、下部の 3 等分して表す。ここで作用荷重は、線要素に作用する水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力値を示す。荷重は図 3.16 のように切羽上端と下端の midpoint を中心とし、中心に向かう方向を正とする。

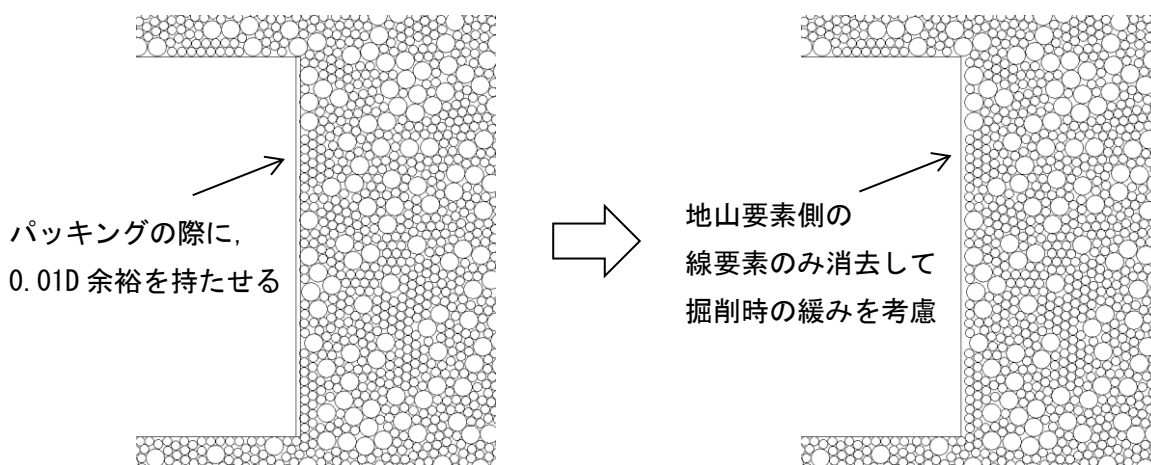


図 3.14 作用荷重の測定方法

表 3.5 模型実験規模の底面摩擦場における切羽作用荷重測定のための解析物性値

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	200	200
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角	φ_D	°	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	7.70×10^{-3}	7.70×10^{-3}
要素径		mm	$\varphi_1=2.5, \varphi_2=5.0$	
地山 重量混合比			$\varphi_1:\varphi_2 = 3:2$	
底面摩擦係数	μ_B		1.946	
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}	
計算ステップ数			100000	
底面スライド速度		mm/sec	5.0	

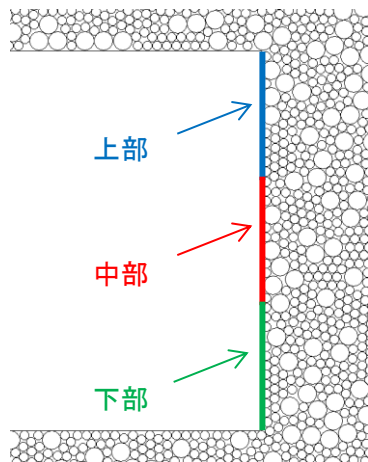


図 3.15 切羽面線要素の分割

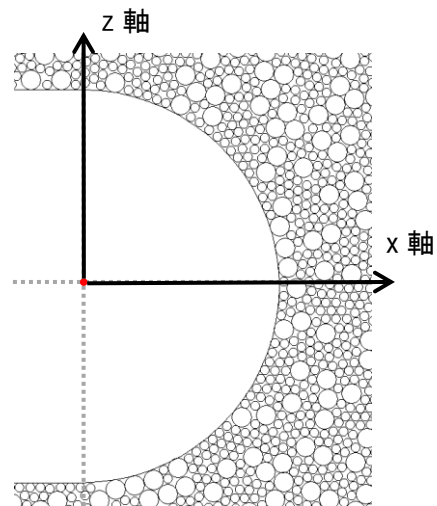


図 3.16 荷重の正負の定義

3.3.2 解析結果と切羽作用荷重の作用ベクトル

図 3.17 に底面摩擦場における全断面掘削工法である 4 ケースについて切羽面に作用する荷重を示す。荷重値は、水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力方向の荷重を示している。

図 3.18 に、各切羽形状に作用する荷重の大きさと作用ベクトルを示す。これは、それぞれの分割面に作用する荷重の合力からその値と方向を求めている。

直壁型切羽では、作用荷重は深度方向に増す傾向があることがわかる。これは、切羽下部を起点としてすべり線が生ずるため、地山は切羽下端に向けて流れ込むような挙動をすることで、中部と下部が大きくなったと考えられる。また、地山内の土圧分布も影響していると考えられる。中部と下部での作用荷重は、やや中部の方が大きくなっている。このことから直壁型切羽の場合、鏡吹付け工を施した際に切羽中央付近のコンクリートの引張破壊などに留意する必要があると考えられる。

円型切羽では、切羽前方の奥行きが大きいため、切羽面に対する地山からの水平方向への押し出しによる影響を受けやすいことで水平方向荷重が大きくなり、それに伴い合力方向荷重も大きくなることで、上部と中部の作用時荷重が大きくなった。特に上部では、切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が広いいため、切羽直上の土塊が落下しようとする挙動を示す。作用ベクトルを見ても、切羽上部に作用する鉛直方向荷重が卓越し、それに伴い合力荷重も大きくなったと考えられる。

楕円型切羽では、中部に作用する荷重が卓越していることがわかる。円型切羽や円弧型切羽は、切羽面の曲率は一様であるのに対し、楕円は 2 定点からの距離の和が一定となるような点の集合から作られる曲線であり、楕円型切羽の切羽面の曲率は一様ではない。つまり、楕円

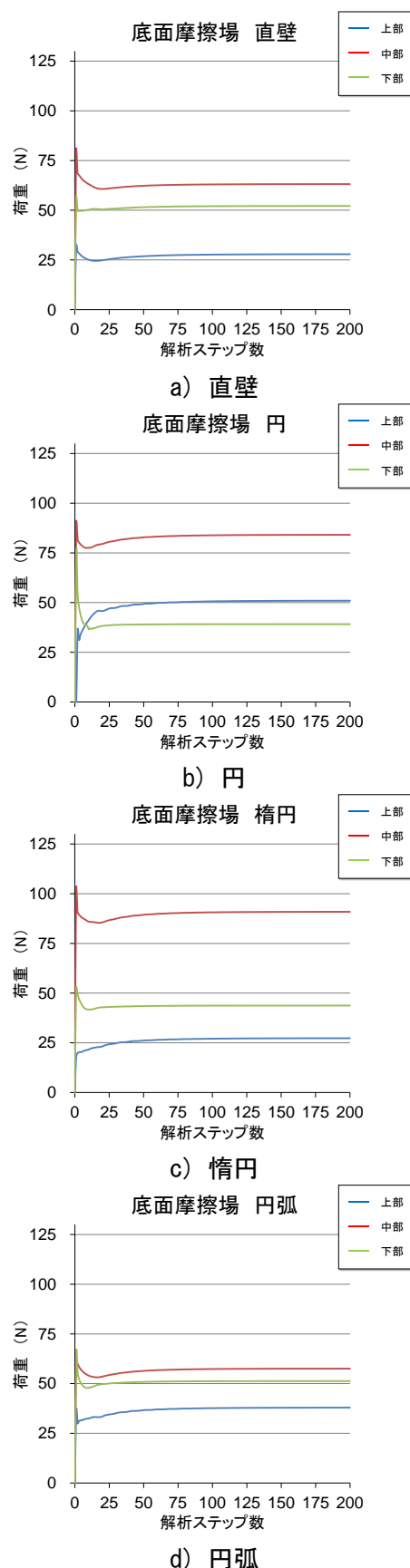


図 3.17 模型実験規模の底面摩擦場切羽作用荷重（合力方向荷重）

型切羽の上部，下部は曲率が大きく，中部は曲率が小さくなっている．上部，下部では曲率が大きいことによって，切羽近傍地山にアーチ作用が発揮され，水平方向荷重および鉛直方向荷重の値が小さくなったと考えられる．しかし，中部では曲率が小さいことによって，地山が直壁型切羽に近いような挙動を示し，作用ベクトルを見ても鉛直荷重の値が小さく水平方向荷重が卓越し，合力荷重が大きくなったことがわかる．

円弧型切羽では，ほぼ等圧に荷重が作用し，ベクトルは中心方向に向かっていることがわかる．円型切羽に比べ，切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が狭く，切羽前方の奥行きが大きくないので，切羽近傍地山にアーチ作用が発揮されやすくなったと考えられる．また，楕円型切羽と比べて曲率が一定であることも，アーチ作用が発揮された要因であると考えられる．

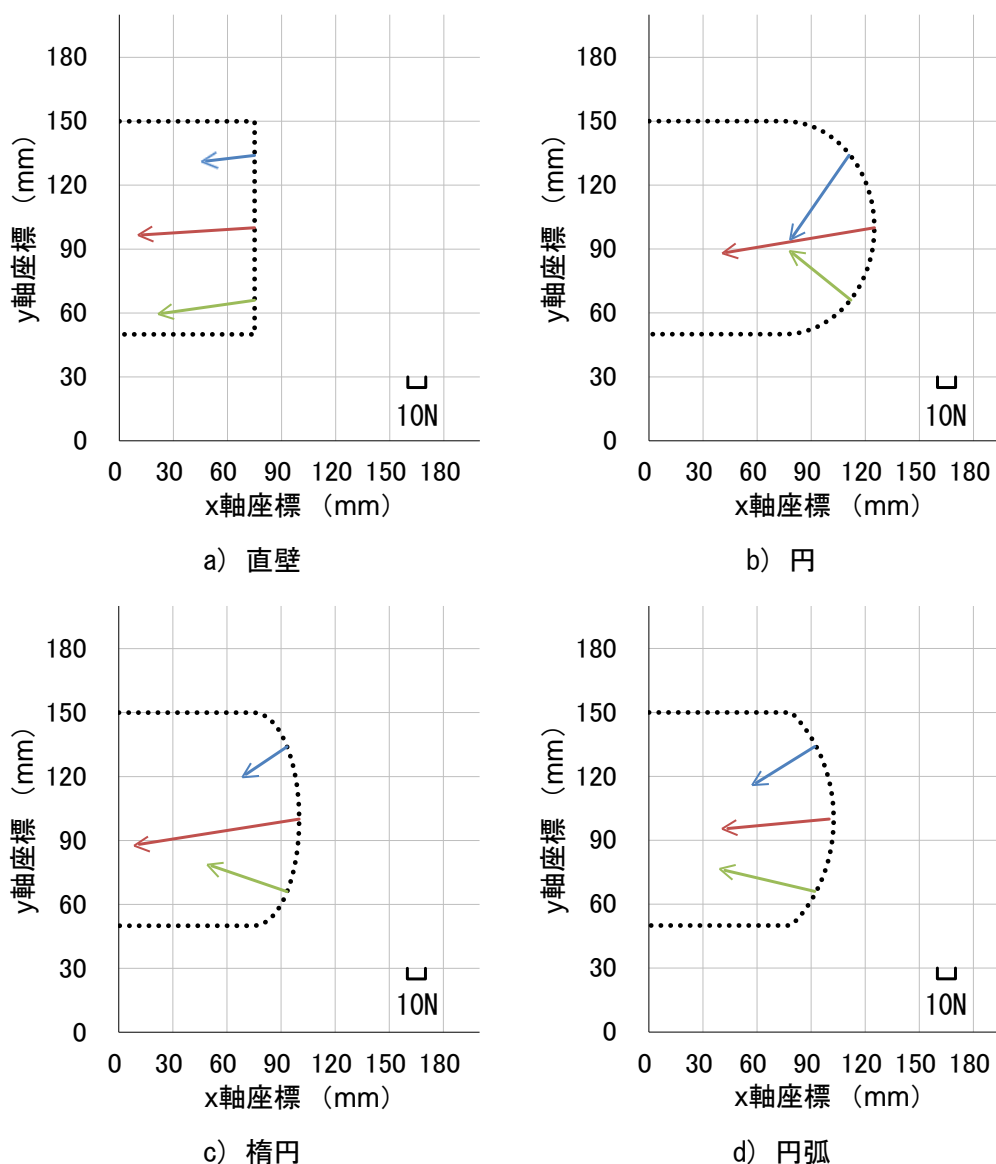


図 3.18 模型実験規模の底面摩擦場における
各切羽形状における切羽作用荷重の大きさと方向

3.3.3 まとめ

DEM 解析の結果に基づいて、模型実験規模の底面摩擦場における全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽）の切羽面に作用する荷重について比較し、切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検証を行う。

表 3.6 に各切羽形状における切羽面に作用する荷重値を示す。表 3.6 における最大荷重値は、切羽面上部、中部、下部に作用する荷重の中での最大値を示しており、最小荷重値は、切羽面上部、中部、下部に作用する荷重の中での最小値を示している。また、荷重差は、最大荷重値と最小荷重値の差を示しており、合計荷重値は切羽面上部、中部、下部に作用する荷重の合計値を示している。

表 3.6 模型実験規模の底面摩擦場における各切羽形状における切羽面作用する荷重値 (N)

	直壁	円	楕円	円弧
最大荷重値	62.30	82.83	89.39	56.41
最小荷重値	26.87	39.00	26.16	36.65
荷重差	35.43	43.83	63.23	19.76
切羽面合計荷重	140.69	171.27	159.01	143.91

荷重差をみると、その値が円弧型切羽<直壁型切羽<円型切羽<楕円型切羽の順となっている。特に、円弧型切羽では、荷重値が小さくなっている。曲面切羽では、この荷重差が小さいほど切羽面に均等に荷重が配分されるため、鏡吹付けおよび切羽近傍地山がアーチ作用を発揮することができ切羽安定性が高くなると言える。したがって、曲率が一定である円弧型切羽と円型切羽では、荷重差が小さくなったと考えられる。また、荷重差が小さいということは、切羽に作用する荷重形態が等分布であるといえる。つまり、作用する荷重形態に局所的な緩みがないため、円弧型切羽における鏡吹付け工は軸力が卓越する。つまり、鏡吹付け工は圧縮部材として働くので、この点で直壁型切羽より有利だと考えられる。

また、合計荷重値をみると、その値が直壁型切羽<円弧型切羽<楕円型切羽<円型切羽の順となっている。このことから、曲面切羽では切羽前方の奥行きが小さいほど荷重の値が小さいことがわかる。

3.4 模型実験規模の底面摩擦場における DEM 解析のまとめ

本章では、模型実験規模の底面摩擦場における DEM 解析を行い、無支保モデル、鏡吹付けモデル、切羽作用荷重について各切羽形状の安定性を検証してきた。これらから得られた知見を以下にまとめる。

無支保モデルでは、

- ✓ 未固結の地山においては切羽前方に掘り込むことは、切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が広いため、変形が大きく生ずる。
- ✓ 地山変位は切羽面の曲率が大きいほど大きくなる。

鏡吹付けモデルでは、

- ✓ 直壁型切羽のような切羽断面が直面の切羽は、鏡吹付けが引張破壊を起こし、切羽が崩壊する。
- ✓ 曲面切羽は、鏡吹付けおよび切羽近傍地山がアーチ作用を発揮するにより、鏡吹付けモデルが圧縮部材として働き、切羽は安定したまま保たれる。

切羽作用荷重では、

- ✓ 円弧型切羽は、曲率が一定であることにより、鏡吹付けおよび切羽近傍地山のアーチ作用し、作用荷重が切羽面にほぼ均等に配分される。円型切羽も同様に曲率が一定であるが、切羽前方の掘り込みが大きいことで中部で水平方向荷重が卓越し、作用荷重は切羽面に均等に配分されない。
- ✓ 切羽前方の奥行きが小さい曲面切羽（楕円型、円弧型）は、作用荷重の値が小さくなる。

以上より、模型実験寸法 底面摩擦場での DEM 解析では、曲面切羽の中でも円弧型切羽は曲率が一定かつオーバーハング状態になる範囲が狭いことから、特に安定性が優れていると結論づけられる。

【参考文献】

- 1) 土門剛, 住田亮介, 西村和夫: 底面摩擦場におけるトンネル掘削工法の切羽周辺挙動とその安定性, 土木学会論文集 F1 (トンネル工学), Vol.71, No.3, pp.38-50, 2015.
- 2) 松井幹雄, 西村和夫: 個別要素法における円形要素を核とした疑似矩形要素モデルの提案, 土木学会論文集, No.638, III-49, pp.29-40, 1999.

第 4 章 模型実験規模の重力場における DEM 解析

実験においては粒状体地山での切羽の安定性の評価において、重力場での模型実験では、崩壊挙動が瞬間的であるため、その過程の再現性と観測が難しく、崩壊挙動を十分に再現できているか検証することが困難である。その点、要素に作用する底面摩擦力を疑似重力として扱う底面摩擦場での模型実験では、重力方向以外への要素の移動や回転に対して抑止力が働くという欠点があるが、崩壊挙動を静的に再現しており、崩壊過程をゆっくりと観測できる利点もある。また、模型実験を DEM で再現解析する上で解析物性値を設定が容易である。そこで、既往研究では底面摩擦場で実験を行い、底面摩擦場を定式化した DEM 解析で、定式化の確認を行い、実験計測項目以外の補間を進めてきた。

続いて、現実には実験ができない重力場での実規模の切羽安定性を確認するために、模型実験寸法での底面摩擦場から重力場への変更を介して、実規模の DEM による数値解析を目指した。

本章では、前章と同様の模型実験規模において、底面摩擦場から重力場に変換させた DEM 解析を行い、前章で行った底面摩擦場解析と重力場解析との切羽周辺挙動の差異を確認し、得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。また、DEM における底面摩擦場解析結果が重力場にある現実の施工における地山挙動とどのような違いがあるか明らかにする。

4.1 解析物性値の検討

底面摩擦場から重力場に解析条件を変更するにあたって、解析時間や単位体積重量の解析物性値を変更しなければならない。そこで本節では、簡易モデルを用いて模型実験規模での重力場における解析物性値を検討した。

4.1.1 単位体積重量の検討

図 4.1 のように、単位体積重量を検討するために簡易モデルを作成した。線要素の上に円要素を配置する。そこに底面摩擦場では疑似重力となる底面摩擦力、重力場では重力を作用させ、線要素に作用する反力を測定する。図 4.1 における反力①と反力②が同じとなるような重力場における単位体積重量を検討した。解析に用いた物性値は、表 4.1 に示す。

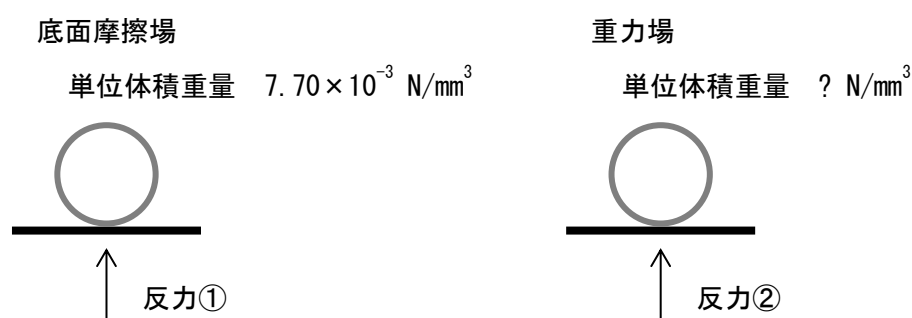


図 4.1 単位体積重量の検討における簡易モデル

表 4.1 単位体積重量の検討における円要素の解析物性値

	記号	単位	底面摩擦場	重力場
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm^2	200	200
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm^2	0	0
要素間摩擦角	φ_D	$^\circ$	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm^2	0	0
単位体積重量	γ	N/mm^3	7.70×10^{-3}	任意
要素径		mm	$\varphi=5.0$	

要素の単位体積重量をパラメータとし，簡易モデルより得られた結果について図 4.2 に示す．

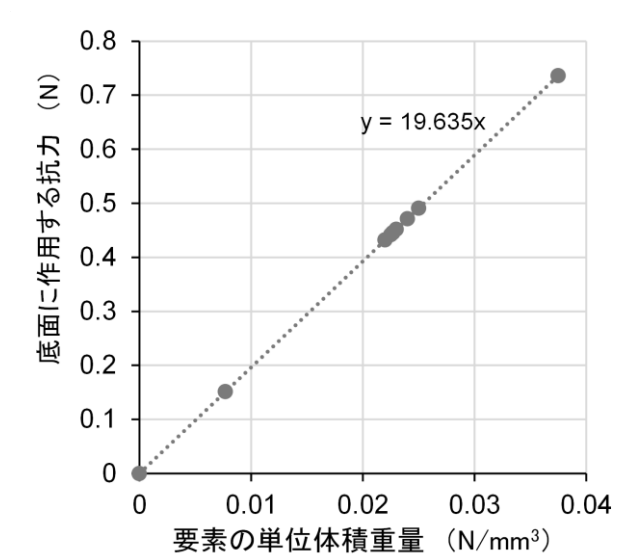


図 4.2 要素の単位体積重量と作用抗力の関係

得られた結果に対して描いた線形近似式は，

$$y = 19.635x$$

底面摩擦場の解析で得られた底面に作用する抗力は，0.445403 (N) だった．これを上式に代入すると，重力場における要素の単位体積重量は，0.0226842 (N/mm³) となる．結果を表 4.2 にまとめる．

表 4.2 底面摩擦場と重力場におけるそれぞれの単位体積重量

	要素の単位体積重量 (N/mm ³)	底面に作用する抗力 (N)
底面摩擦場	7.70×10^{-3}	0.44540
重力場	2.26842×10^{-2}	0.44540

4.1.2 解析時間の検討

底面摩擦場における DEM 解析の最終的なスライド量と等しくなるような重力場での解析時間を検討した. 図 4.3 のように, 解析時間を検討するために簡易モデルを作成した. まず, 斜面を作成し, 円要素を転がすことによって解析時間を検討する. 簡易モデルは, 底面摩擦場の DEM 解析で地山の内部摩擦角 30° を再現しているため, 円要素の集合体のときと同様な挙動が再現できるように簡易モデルの斜面角度も 30° とした. 底面摩擦場の最終スライド量の変位量と重力場の最終時の変位量を比較する. 解析に用いた物性値は, 表 4.3 に示す.

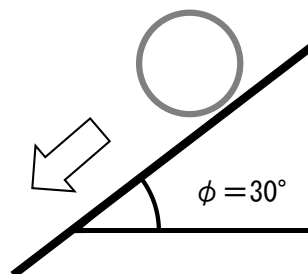


図 4.3 解析時間の検討における簡易モデル

表 4.3 単解析時間の検討における円要素の解析物性値

	記号	単位	底面摩擦場	重力場
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	200	200
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角	φ_D	°	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	7.70×10^{-3}	2.26842×10^{-2}
要素径		mm	$\varphi = 5.0$	
地山 重量混合比			$\varphi_1 : \varphi_2 = 3:2$	
ステップ毎の時間増分		sec	1.00×10^{-5}	任意
計算ステップ数			300000	

ステップ毎の時間増分を任意で解析入力値にし、簡易モデルより得られた結果について底面摩擦場と重力場の DEM 解析で比較をした。底面摩擦場での解析では、要素の変位は 6.76028 (mm) だった。その結果を踏まえて、パラメトリックスタディで重力場におけるステップ毎の時間増分を求めた。これより求めた重力場におけるステップ毎の時間増分は、 2.14445×10^{-7} (sec) となった。このときの底面摩擦場と重力場における要素の変位推移の結果について図 4.4 に示す。また、結果を表 4.4 にまとめる。

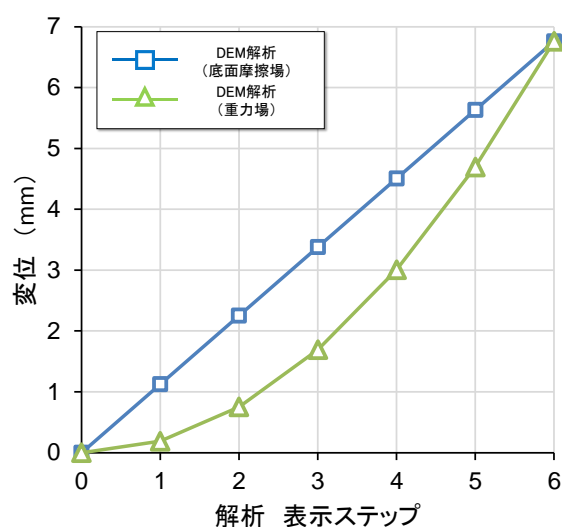


図 4.4 底面摩擦場と重力場における変位の推移

表 4.4 底面摩擦場と重力場におけるそれぞれの単位体積重量

	ステップ毎の時間増分 (sec)	変位 (mm)
底面摩擦場	1.00×10^{-5}	6.76028
重力場	2.14445×10^{-7}	6.76030

4.2 模型実験規模の重力場における無支保モデルのDEM解析

本節では、重力場で模型実験規模における切羽面無支保モデルのDEM解析を行い、全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の4ケースについて得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。

4.2.1 解析モデル

解析モデルは前章のモデルと同スケールとする（図 3.1）。また、解析で用いる切羽形状も同様である（図 3.2）。表 4.5 には模型実験寸法 無支保モデルのDEM解析に用いる物性値を示す。地山円要素と地山円要素間、地山円要素と境界線要素間の解析物性値は地山円要素の解析物性値と同じである。要素間引張強度 σ_D 要素間粘着力 c_D は未固結粒状体を再現するため 0 とした。重力場における単位体積重量と解析時間は、前節で設定した物性値を用いた。

表 4.5 模型実験規模の重力場における無支保モデルの解析物性値

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	200	200
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角	φ_D	°	50	50
要素間引張強度	σ_D	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.26842×10^{-2}	2.26842×10^{-2}
要素径		mm	$\varphi_1=2.5, \varphi_2=5.0$	
地山 重量混合比			$\varphi_1:\varphi_2 = 3:2$	
ステップ毎の時間増分		sec	2.14445×10^{-7}	
計算ステップ数			300000	
最終ステップ時の時間	τ	sec	6.43335×10^{-2}	

4.2.2 解析方法

底面摩擦場と重力場のDEM解析の結果を比較するためには、図3.4で示した地山挙動の解析をする際に、双方の初期状態（初期応力と粒子配列）が同じ状態でなければ正確な比較はできない。しかし、図3.3で示したパッキングから底面摩擦力（疑似重力）でなく、重力場で行うと地山の初期状態が異なってしまう。そこで、パッキング、切羽作成、土被り調整までの過程は、底面摩擦場で行ったパッキングの粒子配列を重力場で安定させることで、底面摩擦場と重力場の初期状態を同じにした。

4.2.3 解析結果

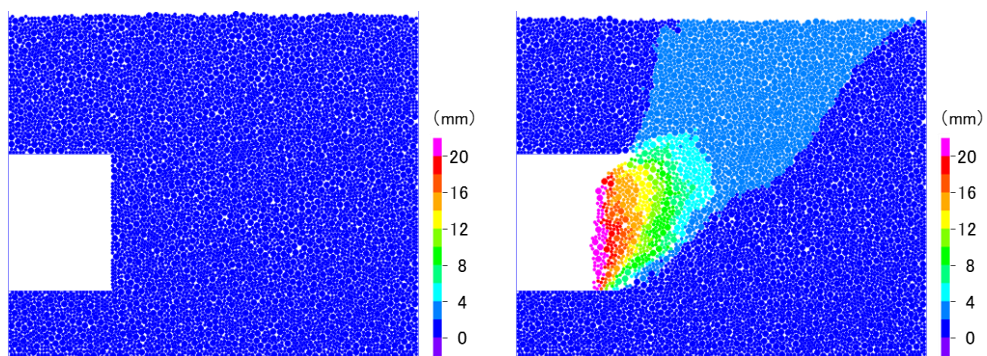
図 4.5 に全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽，円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す．変位図のカラースケールは最小値 0mm，最大値 20mm とした．なお，表示の変位量は初期状態からの変位増分を示す．最終ステップ目は，時間に換算すると 0.064 秒ほどである．

直壁型切羽では，切羽中央付近がはらみだすように変位する．また，底面摩擦場の DEM 解析と比較して，水平方向への押し出し量が多い．これは，底面摩擦場で生じる疑似重力方向以外の変形や回転に対する抑止力が重力場では生じないことが要因である．地表面に近づくにつれ変位は小さくなる様子がわかり，地表面に向かってすべり線を生じている．すべり線は，底面摩擦場の DEM 解析と比較して，切羽前方奥側に進行する．

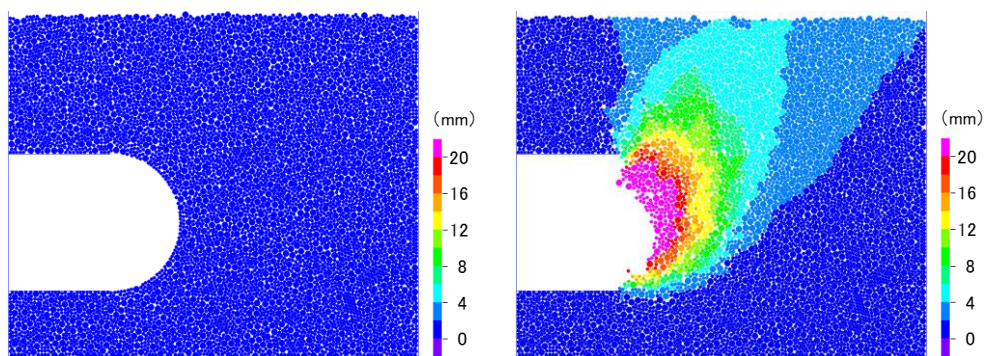
円型切羽では，地山からの押し出しに加え，切羽上部の地山の沈み込みによって切羽が崩壊していく．また，底面摩擦場の DEM 解析と同様に，切羽近傍に特に大きな変位が発生しており，その発生範囲はその他 3 ケースよりも大きくなっている．地表面付近にも大きな影響が及び，変位が広い範囲で生じている．また，その他 3 ケースは，切羽前方にすべり線が生じるのに対し，円型切羽は切羽直上に変位が進行している．

楕円型切羽では，地山からの押し出しと切羽上部の地山の沈み込みによって変位を生じる．底面摩擦場の DEM 解析と比較して，水平方向への押し出し量が多いので，楕円形が直壁型切羽に近づくように切羽は変形している．変位図をみると，切羽近傍に特に大きな変位が発生しており，その発生範囲は直壁型切羽と同程度になっていることがわかる．

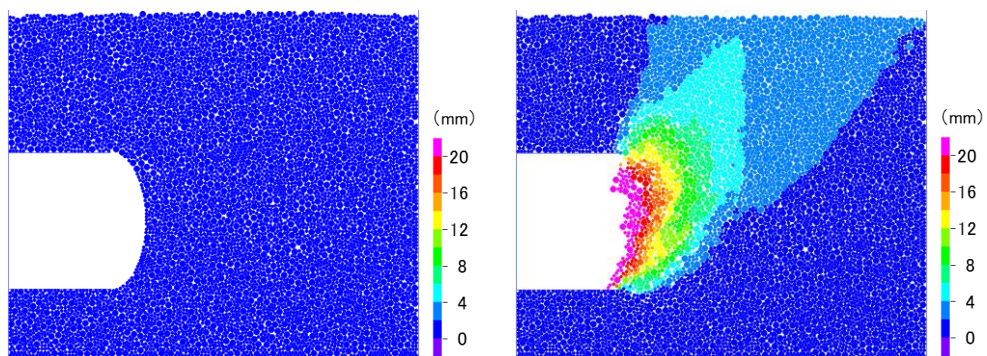
円弧型切羽では，楕円型と同様に地山からの押し出し切羽上部の地山の落ち込みによって変位を生じている．また，切羽近傍に大きな変位が発生しており，その発生範囲は直壁型切羽よりも大きくなっているが，切羽前方奥側の地山の変位は各切羽形状の中で最も小さくなっている．



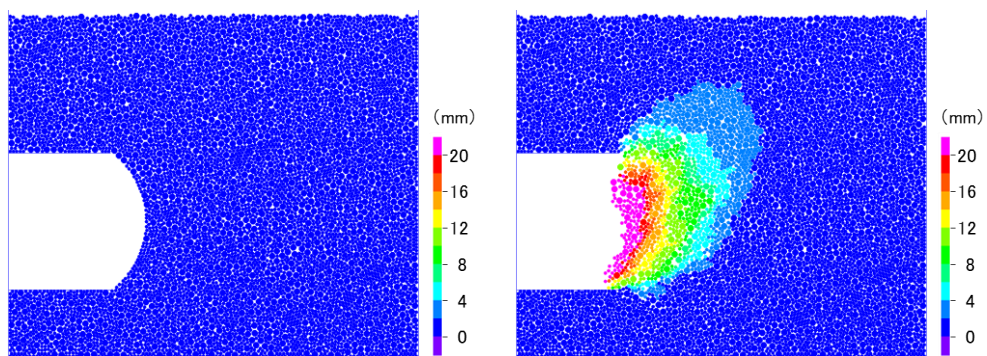
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 4.5 重力場 無支保モデル 変位図

左図：初期状態，右図：最終ステップ時 ($t=6.4335 \times 10^{-2}\text{sec}$)

4.2.4 まとめ

DEM 解析の結果に基づいて、全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽）の無支保時の変位について比較し、切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検証を行う。

図 4.6 に各切羽形状における切羽面変位量を示す。これをみると、重力場解析は底面摩擦場解析同様に、直壁型切羽では切羽面からの押し出しによって崩壊していることがわかる。また、円型、楕円型、円弧型切羽は、切羽面からの押し出しに加え、切羽上部の地山の沈み込みによって切羽が崩壊していることが確認できる。

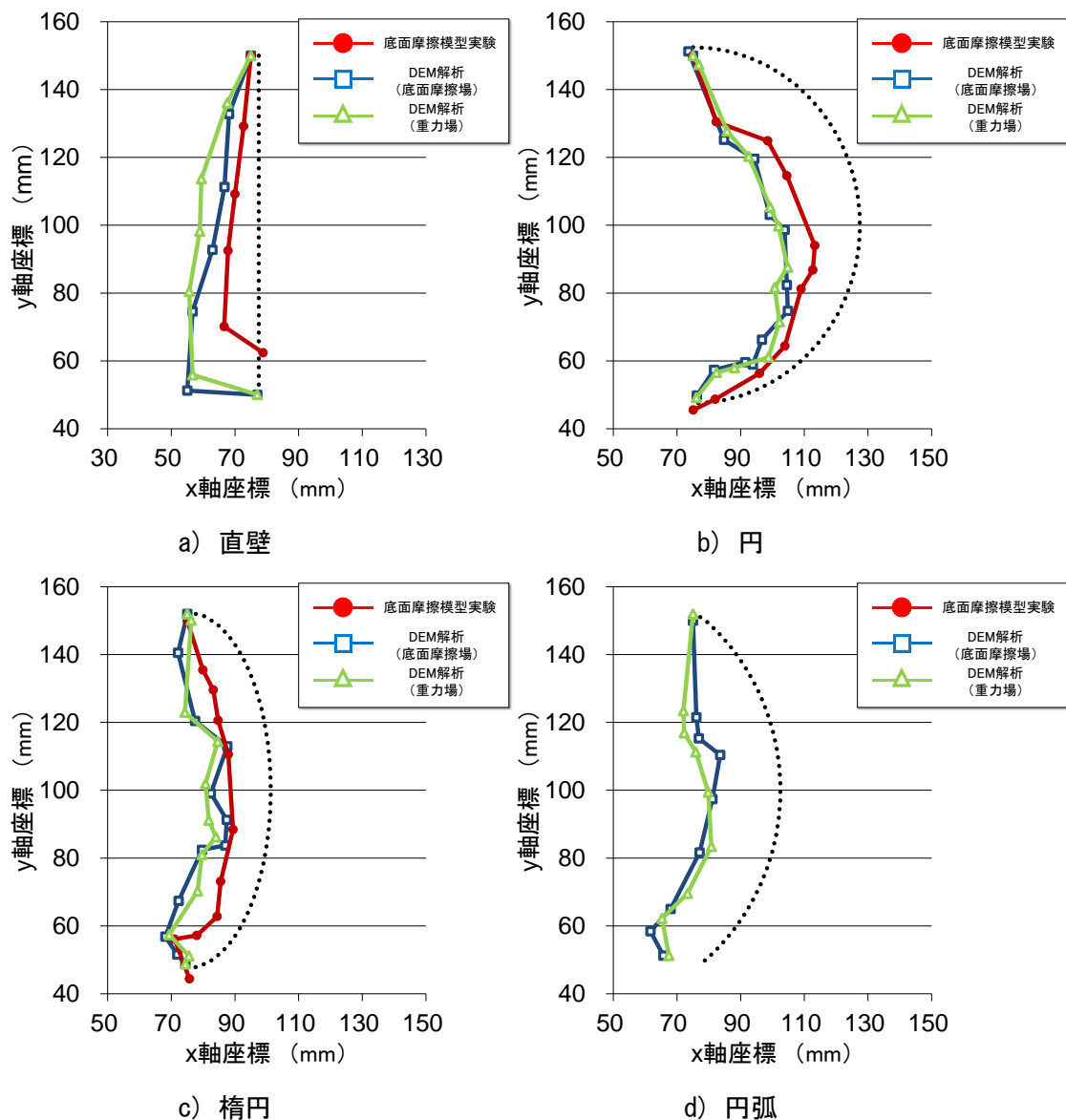


図 4.6 無支保モデルにおける模型実験，DEM 解析の切羽面挙動

表 4.6 に各切羽形状における最大切羽面変位量，最大地表面沈下量をそれぞれ示す．この結果を底面摩擦場での DEM 解析の結果の表 3.2 と比較すると，曲面切羽の 3 ケースは最大切羽面変位量が増加しているが，その一方で直壁型切羽では減少する結果となった．重力場における DEM 解析は，図 4.4 に示したように二次曲線状に変位が進行していく．そのため，自由面にある要素から少しずつ動き出すような挙動となる．曲面切羽の 3 ケースは，直壁型切羽と比較して，切羽を掘り込んでいる分自由面が大きいことで，変位量が大きくなったと考えられる．また，地表面付近は切羽面と違い，要素同士に大きな隙間はないため，要素に大きな動きが生じず，底面摩擦場における DEM 解析の結果より小さくなった．表 4.6 より，未固結粒状体地山における切羽無支保時の地山変位は，切羽の自由面が大きいほど変位量は大きくなり，円型切羽＞楕円型切羽＞円弧型切羽＞直壁型切羽の順で値が大きくなったが，円，楕円，円弧の曲面切羽の差は粒子配列が変われば順位が入れ替わる程度の小さな値である．

表 4.6 模型実験規模の重力場における無支保モデルの地山変位 (mm)

	直壁	円	楕円	円弧
最大切羽面変位量	24.06	33.21	32.74	30.71
最大地表面沈下量	2.82	4.23	3.74	1.72

「再掲」

表 3.2 模型実験規模の底面摩擦場における無支保モデルの
スライド量 15mm のときの地山変位 (mm)

	直壁	円	楕円	円弧
最大切羽面変位量	28.12	31.98	27.88	30.25
最大地表面沈下量	2.58	7.96	3.75	4.70

4.2.5 無支保モデルにおける底面摩擦場と重力場解析の水平方向変位の影響

底面摩擦場におけるDEM解析では、疑似重力(底面摩擦力)方向以外に対しての回転や変形を抑止してしまう。そのため、底面摩擦場の結果で安定性を論ずる際、そのデメリットがどの程度結果に影響しているかわからない。そこで、切羽面の地山変位における水平方向変位を底面摩擦場と重力場の解析で比較をし、その結果の違いを確認した。

切羽面にある要素を任意で4点抽出し、その要素の水平方向変位、鉛直方向変位を算出する(図4.7)。その後、水平方向変位を鉛直方向変位で除した値を一つの指標として採用し、底面摩擦場と重力場における値を比較した。指標の計算方法を以下に示す。

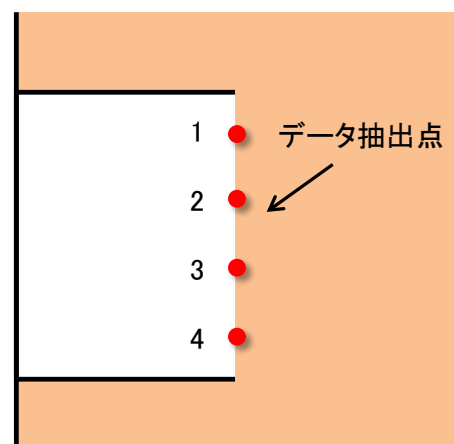


図 4.7 データ抽出点の模式図

$$\text{指標} = \frac{\text{水平方向変位}}{\text{鉛直方向変位}}$$

また、底面摩擦場と重力場の解析において、水平方向への変位量が大きくなったことで、地山内の変形にも変化が起きた。そこで、最大地表面沈下量の位置を底面摩擦場と重力場の解析結果を比較することで、双方の地山内の変位の進行の違いを明らかにする。

表 4.7 に各切羽形状における指標値を示す。これをみると、各形状において重力場の方が底面摩擦場より指標値が大きいことがわかった。底面摩擦場では、疑似重力となる底面摩擦力を一つ一つの要素に同じ大きさで作用させるので、要素同士が塊となって動いてしまう。加えて、底面摩擦場では疑似重力方向以外に対して抑止力が働くので、鉛直方向成分が卓越する結果となる。その一方、重力場では要素同士が接触を繰り返しながら、個々に落下運動をし、なおかつ底面摩擦場のような抑止力がないため、水平方向成分が大きくなる。

表 4.7 各切羽形状の水平方向変位の影響

	x 方向/y 方向			
	直壁		円	
	重力場	底面摩擦場	重力場	底面摩擦場
データ点 1	1.14	0.56	0.43	0.34
データ点 2	1.41	0.75	1.14	0.98
データ点 3	1.86	1.15	3.49	1.45
データ点 4	1.41	1.15	6.22	4.10

	x 方向/y 方向			
	楕円		円弧	
	重力場	底面摩擦場	重力場	底面摩擦場
データ点 1	0.50	0.33	0.76	0.50
データ点 2	1.17	0.83	1.23	1.02
データ点 3	2.06	2.39	2.13	2.12
データ点 4	5.27	4.92	7.89	4.18

表 4.8 に各切羽形状における最大地表面沈下量の発生位置の切羽からの位置を示す。切羽からの距離は、切羽において最も掘り込んでいる位置からの距離を示す。直壁型切羽では左から 75mm、円型切羽では左から 125mm、楕円、円弧型切羽では左から 100mm の位置からとなる。表 4.7 の結果と同様、水平方向への抑止力がなくなること、地山内変位も底面摩擦場と比較して、より切羽前方に進行し、地表面まで影響した。

表 4.8 各切羽形状の最大地表面沈下量の切羽面からの距離

	直壁	円	楕円	円弧
底面摩擦場	0.5D	直上	0.3D	0.2D
重力場	1.2D	0.3D	0.8D	0.8D

4.3 模型実験規模の重力場における鏡吹付けモデルの DEM 解析

本節では、重力場における DEM 解析にて、切羽面に実強度の鏡吹付け工を模擬し、全断面掘削工法の挙動を確認した。そして、得られた結果を比較することで、切羽面に鏡吹付け工を施した場合の最適切羽形状について考察した。

4.3.1 解析モデル

解析モデルは前章のモデルと同スケールとする（図 3.1）。また、解析で用いる切羽形状も同様である（図 3.2）。鏡吹付けモデルの DEM 解析に用いる物性値を表 4.9 に示す。地山円要素と地山円要素間、地山円要素と境界線要素間、地山円要素と鏡吹付け円要素間の解析物性値は地山円要素の解析物性値、鏡吹付け円要素と鏡吹付け円要素間、鏡吹付け円要素と境界線要素間は鏡吹付け円要素の解析物性値と同じである。鏡吹付けコンクリートモデルは、5mm の同一径の円要素に引張応力を与えることで再現した。圧縮強度 $f'_{ck}=18\text{N/mm}^2$ を想定し、要素間引張強度 σ_{tD} を約 1/10 の $\sigma_{tD}=1.8\text{N/mm}^2$ とした。

表 4.9 模型実験規模の重力場における鏡吹付けモデルの解析物性値

	記号	単位	地山円要素	境界線要素	鏡吹付け円要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm^2	200	200	200
反発係数	e		0	0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm^2	0	0	0
要素間摩擦角	φ_D	°	50	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm^2	0	0	1.8
単位体積重量	γ	N/mm^3	2.26842×10^{-2}	2.26842×10^{-2}	2.26842×10^{-2}
要素径		mm	$\varphi_1=2.5, \varphi_2=5.0$		$\varphi_3=5.0$
地山 重量混合比			$\varphi_1:\varphi_2 = 3:2$		
ステップ毎の時間増分		sec	2.14445×10^{-7}		
計算ステップ数			300000		
最終ステップ時の時間	τ	sec	6.43335×10^{-2}		

4.3.2 解析方法

底面摩擦場と重力場のDEM解析の結果を比較するためには、図3.11で示した地山挙動の解析をする際に、双方の初期状態が同じ状態でなければ正確な比較はできない。しかし、図3.3で示したパッキングから底面摩擦力（疑似重力）でなく、重力場で行うと地山の初期状態が異なってしまう。そこで、本解析前の過程までは4.2.2と同様に、底面摩擦場で行い、最後の地山挙動のみ重力場で行うことで、底面摩擦場と重力場の初期状態を同じにした。

4.3.3 解析結果

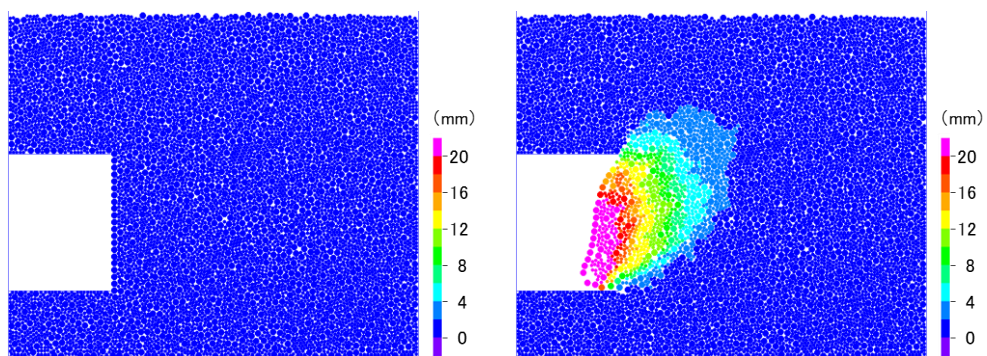
図 4.8 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm、最大値 20mm とした。なお、表示の変位量は初期状態からの変位増分を示す。最終ステップ目は、時間に換算すると 0.064 秒ほどである。図 4.9 には、地山の応力状態を表す接触圧図を示す。接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm²、最大値 5N/mm² とした。

直壁型切羽では、底面摩擦場の DEM 解析と同様な挙動を示した。初期段階で切羽近傍地山が鏡吹付けを押し出すように変位する。その後、鏡吹付けモデルは引張に耐えられず、鏡吹付けは引張破壊を起こし、切羽は崩壊した。そのため、その他 3 ケースと比較して、大きな変位が生じている。また、切羽崩壊に伴い、切羽近傍地山の緩みは大きい、地表面に達するほどの変位は生じていない。

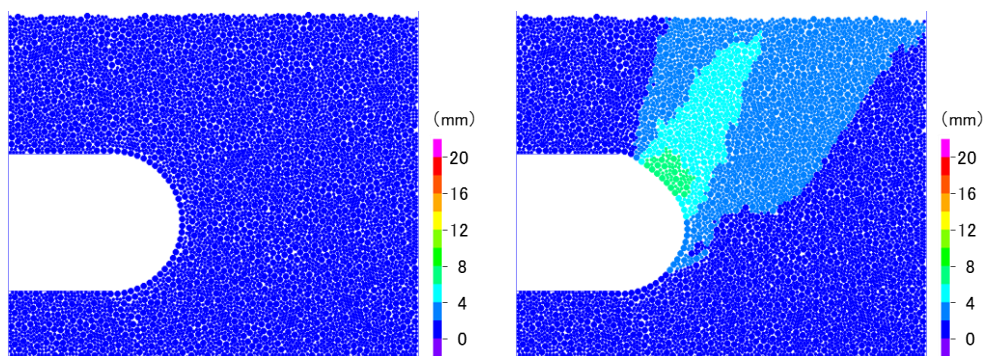
円型切羽では、オーバーハング状態になる部分が広いため、切羽面の上部に少し変位が生じる。鏡吹付けモデルがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐え、大きな変位が生じなかったと考えられる。曲面切羽の中では、水平方向変位が最も小さく、それに伴い合成方向変位も小さくなった。円型切羽は水平方向に対する耐力が強いと考えられる。しかし、掘り込みが大きいことで、鉛直方向の変位は大きく、地表面まで変位が進行している。

楕円型切羽では、中央部の曲率半径が小さく、直壁型と似た形状になることから切羽中央が弱部になる。そのため中央部で鏡吹付けモデルは引張に耐えられず、鏡吹付けは引張破壊を起こし、鏡吹付けモデルが破壊された。底面摩擦場の DEM 解析では、疑似重力方向以外に対して抑止力が働くため変形が小さかったが、重力場の DEM 解析は、水平方向変位が大きくなったことによって、鏡吹付けモデルにせん断力が作用し、鏡吹付けモデルが破壊されたと考えられる。

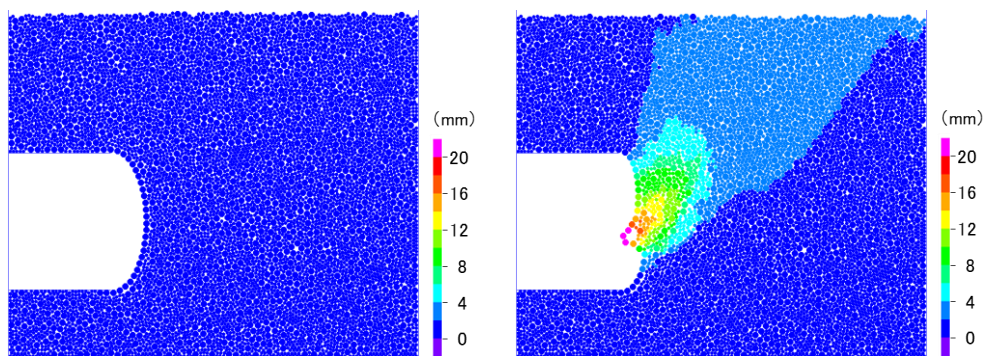
円弧型切羽では、初期は鏡吹付けモデルがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えていたが、円型切羽と比較して曲率半径が小さいため、水平方向の変形に耐えられず、徐々に鏡吹付けモデルに引張が作用した。円弧型切羽は、円型切羽と比べ切羽前方の掘り込みが小さいため、オーバーハング状態になる範囲が狭いため鉛直方向変位は小さく、地山内変位は狭い範囲に収まっている。



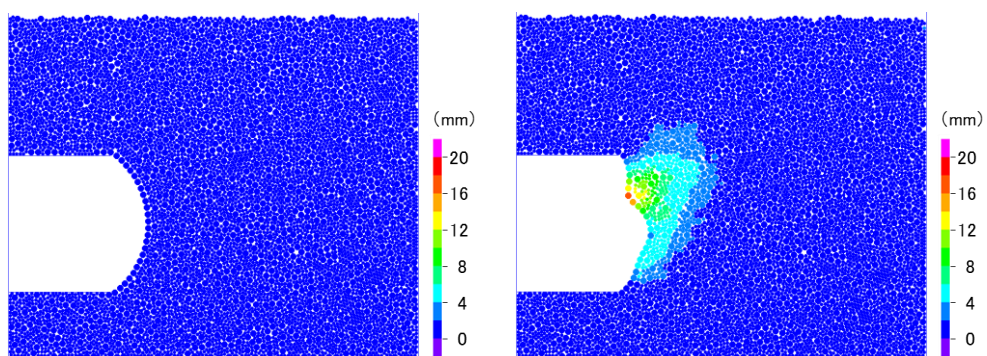
a) 直壁



b) 円

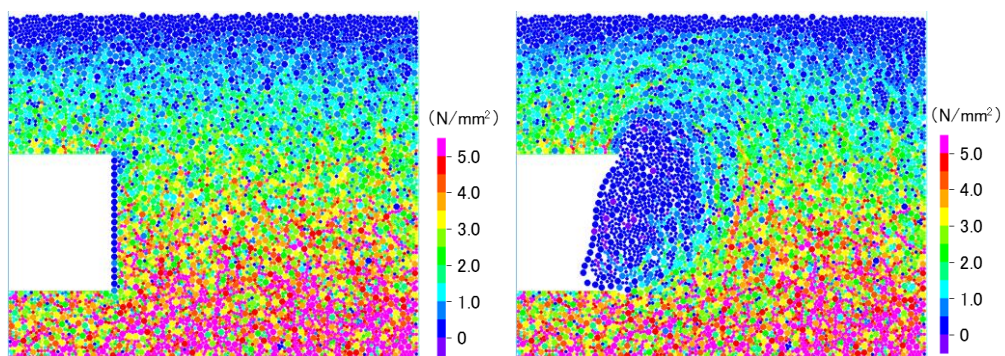


c) 楕円

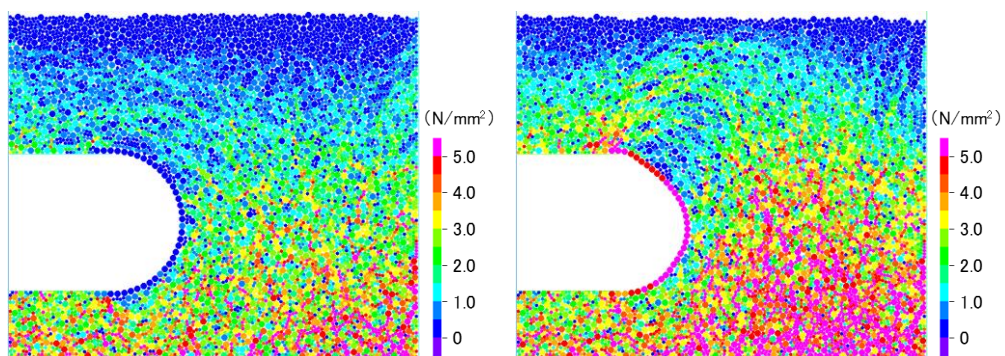


d) 円弧

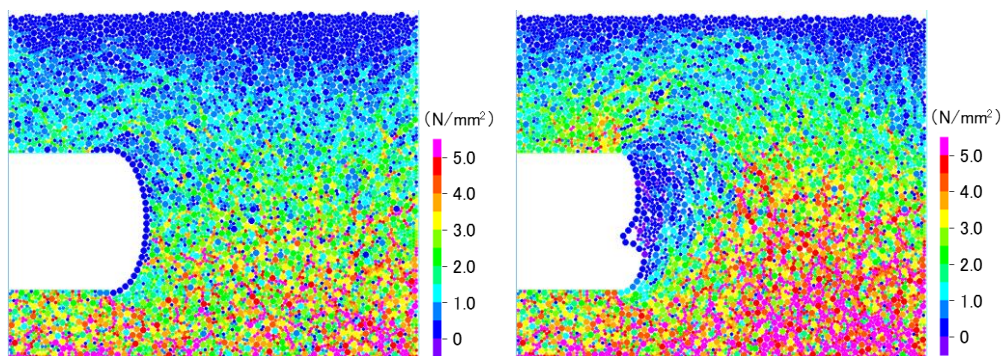
図 4.8 模型実験規模の重力場における鏡吹付けモデル 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時 ($t=6.4335 \times 10^{-2}\text{sec}$)



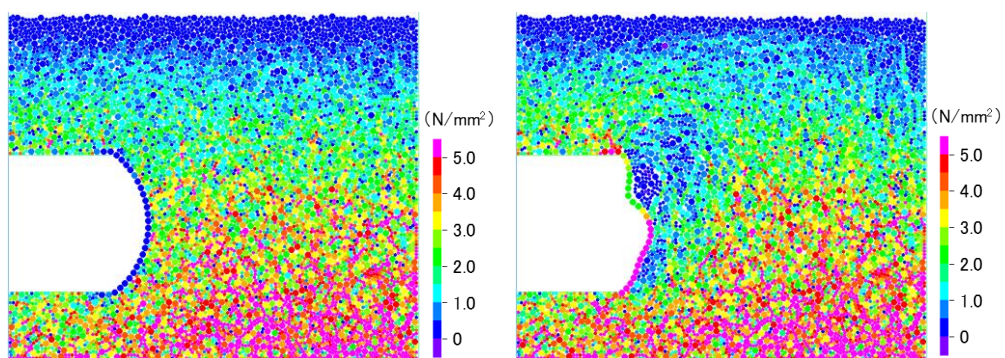
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 4.9 模型実験規模の重力場における鏡吹付けモデル 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時 ($t=6.4335 \times 10^{-2}\text{sec}$)

4.3.4 まとめ

DEM 解析の結果に基づいて、全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽）に鏡吹付けコンクリートを施した場合の変位について比較し、切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検証を行う。

図 4.10 に各切羽形状における切羽面変位量、表 4.10 に各切羽形状における最大切羽面変位量、最大地表面沈下量をそれぞれ示す。直壁型切羽では底面摩擦場での解析と同様に切羽面からの押し出しによって、鏡吹付けモデルが引張破壊を起こし、切羽が崩壊していることがわかる。また、円型切羽でも底面摩擦場での解析結果と同様に、切羽前方奥側への掘り込みが大きいことで上半部に変位が生じた。その一方、楕円型、円弧型切羽は、底面摩擦場での解析結果と大きく結果が異なった。楕円型切羽は、形状で弱部となる中央部で鏡吹付けモデルが引張破壊をした。また、円弧型切羽でも曲率半径が小さく、切羽前方奥側に掘り込んでいることで鏡吹付けに引張が作用し、変形が生じた。

今回採用した鏡吹付けモデルは、基本的には実際の地山の物性値を使用し、要素間に引張強度 σ_D を入れることで再現した。DEM 解析の計算上では、引張強度 σ_D は要素間の法線方向にのみしか影響せず、接線方向には粘着力 c_D が影響をもたらす。楕円型、円弧型切羽では、底面摩擦場でなく重力場における解析になったことで、水平方向成分の変形が大きくなり（表 4.7）、鏡吹付けモデルにせん断力が作用した。しかし、今回のモデルでは要素間粘着力 c_D を入れていないため、鏡吹付けモデルに作用したせん断力に抵抗する力がなく、要素同士がずれてしまい、モデルが破壊されたと考えられる（図 4.11）。底面摩擦場における解析では、疑似重力（底面摩擦力）方向以外に対しての抑止力、加えて鏡吹付けモデルによる表面拘束により水平方向変位が大きく抑止され、安定する結果になっていたと考えられる。

円型切羽は、楕円、円弧型切羽と同様に、鏡吹付けにせん断力が作用していたと考えられるが、掘り込みが大きいことで水平方向変位より鉛直方向変位が卓越したことで破壊までは至らなかった。しかし、鉛直方向変位が大きいことで、切羽奥側の地山内変位は最も大きく、地表面沈下量も大きい結果となった。

表 4.9 より、未固結粒状体地山における切羽に鏡吹付けモデルを施した場合の切羽面変位は、水平方向への変形が卓越する影響で、直壁型切羽＞楕円型切羽＞円弧型切羽＞円型切羽の順で値が大きくなった。

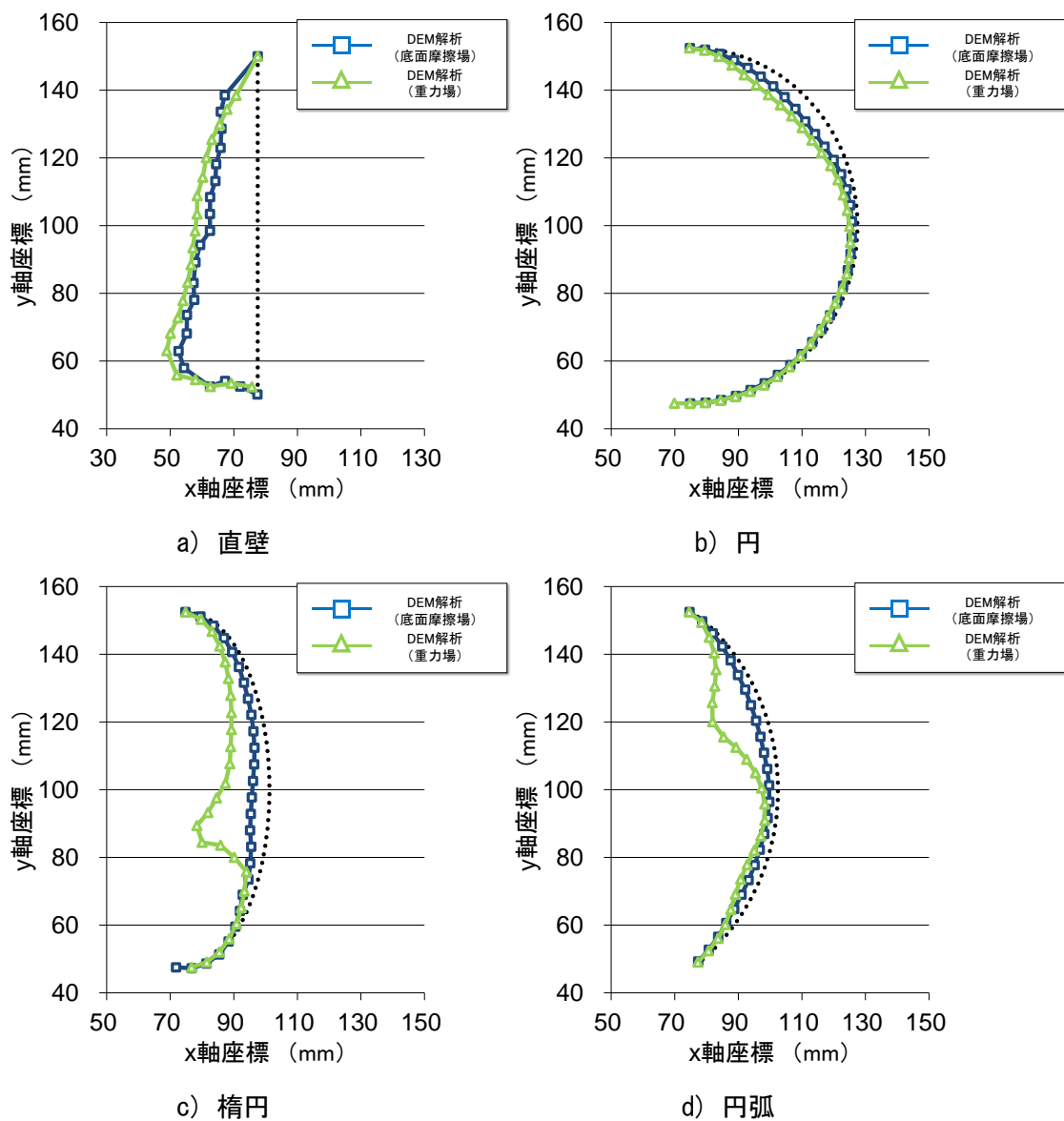


図 4.10 鏡吹付けモデルにおける模型実験，DEM 解析における切羽面挙動

表 4.10 模型実験規模の重力場における鏡吹付けモデルの地山変位 (mm)

	直壁	円	楕円	円弧
最大切羽面変位量	30.97	7.17	23.01	16.31
最大地表面沈下量	1.48	3.73	3.22	1.53

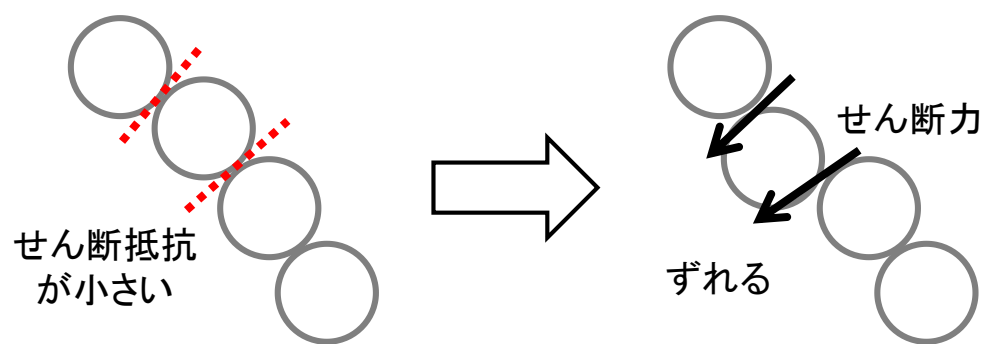


図 4.11 鏡吹付けに作用するせん断力

4.4 模型実験規模の重力場における切羽面に作用する荷重

どのような切羽形状が有利であるかは、切羽の安定性で決めるべきである。そこで、本節ではより安定性の優れた切羽形状を考えるために、切羽面に作用する荷重を安定性を判断するひとつの指標として模型実験規模における重力場での DEM 解析により検証した。

4.4.1 解析方法

解析モデル、方法は、前章と同様である（図 3.1, 図 3.13）。解析で用いる物性値を表 4.10 に示す。前節までは解析時間（ステップ毎の時間増分）は簡易モデルから算出した値を用いていたが、本解析では切羽に作用する荷重を測定するにあたり地山挙動を収束させなければいけないため、底面摩擦場の DEM 解析時と同様に設定している。解析結果はある程度収束したと判断したステップまで示し、切羽面を上部、中部、下部の 3 等分して表す。ここで作用荷重は、線要素に作用する水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力値を示す（図 3.14）。荷重は切羽上端と下端の中点を中心とし、中心に向かう方向を正とする（図 3.15）。

表 4.10 模型実験規模の重力場における切羽作用荷重測定のための解析物性値

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	200	200
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角	φ_D	°	50	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.26842×10^{-2}	2.26842×10^{-2}
要素径		mm	$\varphi_1=2.5, \varphi_2=5.0$	
地山 重量混合比			$\varphi_1:\varphi_2 = 3:2$	
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}	
計算ステップ数			100000	

4.4.2 解析結果 直壁型切羽

図 4.12 に重力場における直壁型切羽について切羽面に作用する荷重を示す。a) は水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力方向の荷重, b) は水平方向荷重, c) は鉛直方向荷重を示している。

図 4.12 b), c) より, 直壁型切羽は水平方向荷重が卓越していることがわかる。直壁型切羽は, 切羽下端を起点としてすべり線が生じるため, 下端に向けて挙動するため, 特に上部, 中部で鉛直方向荷重が小さくなった。

図 4.12 a) より, 最終的な荷重値は, 中部 > 下部 > 上部の順で大きくなっている。これはすべり線の影響や地山内の土圧分布の影響(図 4.13)と考えられる。また, 切羽上下端では, 動かない地山が上下に存在するため, そこが支点となって土圧を支えるため, 中部が大きくなる結果となった。

底面摩擦場での解析と比較して, 上部の水平方向荷重が大きくなっている。これは重力場解析になったことによって, 水平方向への変位が大きくなり, 荷重が大きくなったと考えられる。

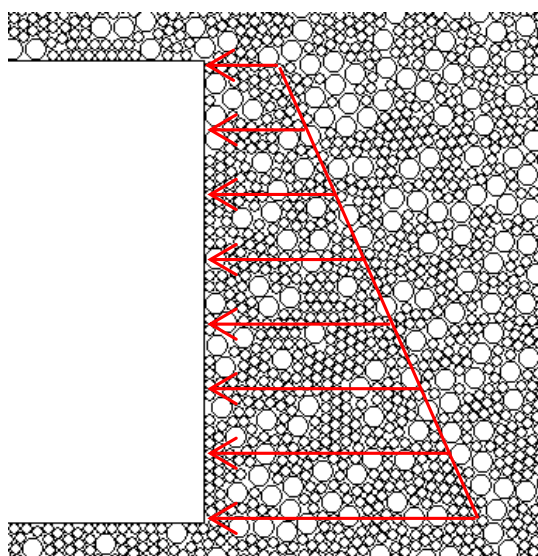


図 4.13 地山内土圧分布

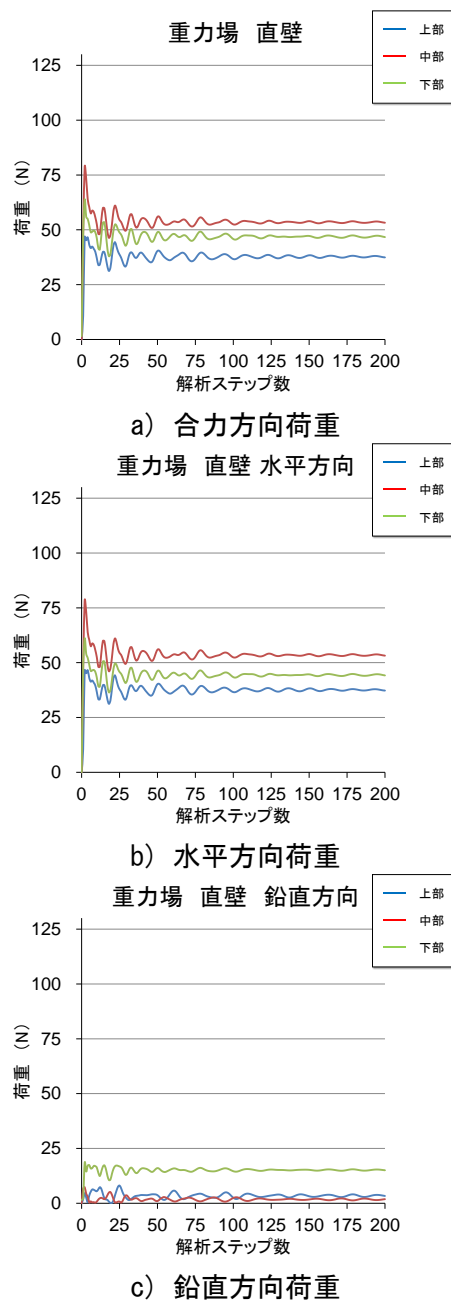


図 4.12 模型実験規模の重力場切羽作用荷重 (直壁)

4.4.3 解析結果 円型切羽

図 4.14 に重力場における円型切羽について切羽面に作用する荷重を示す。a) は水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力方向の荷重, b) は水平方向荷重, c) は鉛直方向荷重を示している。

図 4.14 b) より, 円型切羽は切羽前方奥側に大きく掘り込むため, 切羽の押し出しの影響を大きく受け, 特に中部で水平方向荷重が大きくなった。

図 4.14 c) より, 掘り込みが大きいことで, 切羽天端部からのオーバーハング状態になる範囲が広く, 切羽直上の地山が崩落することで上部に作用する鉛直方向荷重が大きくなった。また, 解析領域の問題から領域下端からのリバウンドの影響で下部に作用する鉛直方向荷重も大きくなった。

図 4.14 a) より, 最終的な荷重値は, 中部 > 上部 > 下部の順で大きくなっている。中部は, 水平方向荷重が卓越したこと, 上部は切羽直上の地山が崩落したことが理由として挙げられる。

底面摩擦場での解析と比較して, 重力場での解析は水平方向への荷重が大きくなる傾向があるため, 円型切羽ではその影響を大きく受け, 底面摩擦場での解析より作用荷重が大きくなる結果となった。

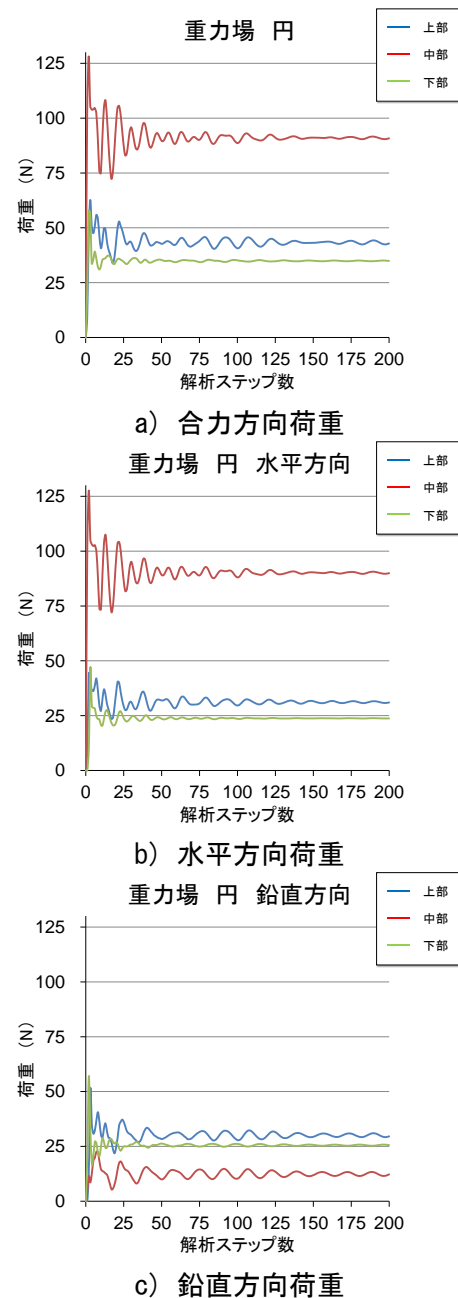


図 4.14 模型実験規模の重力場
切羽作用荷重 (円)

4.4.4 解析結果 楕円型切羽

図 4.15 に重力場における楕円型切羽について切羽面に作用する荷重を示す。a) は水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力方向の荷重, b) は水平方向荷重, c) は鉛直方向荷重を示している。

図 4.15 b) より, 楕円型切羽は中部の曲率半径が小さく, 直壁型切羽と似た形状になるため, 弱部となる。そのため, 直壁型切羽と同様に水平方向荷重が大きくなった。

図 4.15 c) より, 円型切羽と比較して, 掘り込みが小さく, 特に上部, 下部は曲率が大きいため, 鉛直方向荷重が小さいことがわかる。

図 4.15 a) より, 最終的な荷重値は, 中部 > 下部 > 上部の順で大きくなっている。中部は, 水平方向荷重が卓越したことで, 合力方向荷重も大きくなった。

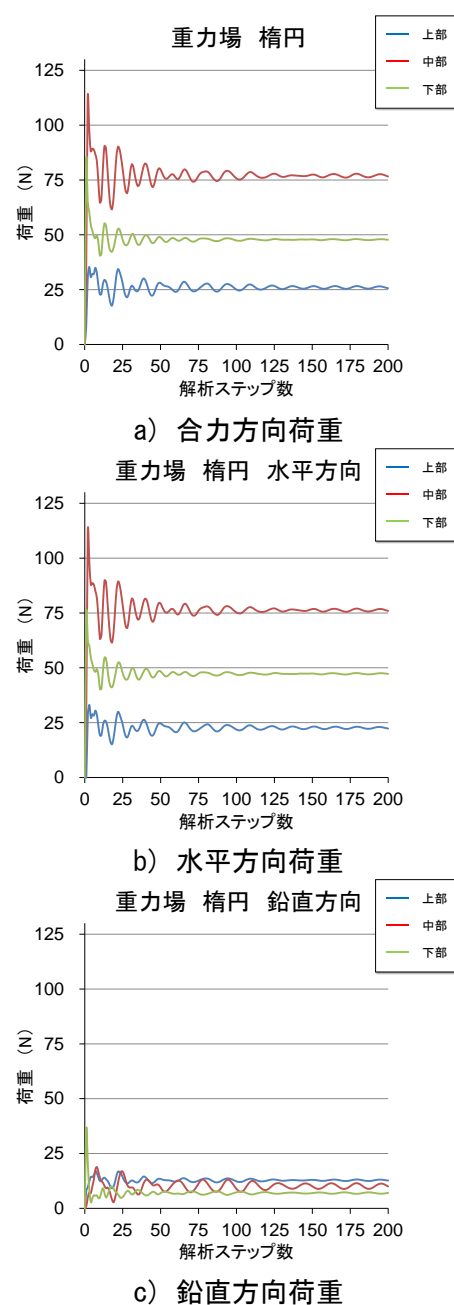


図 4.15 模型実験規模の重力場切羽作用荷重 (楕円)

4.4.5 解析結果 円弧型切羽

図 4.16 に重力場における円弧型切羽について切羽面に作用する荷重を示す。a) は水平方向荷重と鉛直方向荷重の合力方向の荷重，b) は水平方向荷重，c) は鉛直方向荷重を示している。

図 4.16 b)，c) より，円弧型切羽は，円型切羽と比較して，切羽前方奥側の掘り込みが小さいため，切羽からの押し出し量が大きくないので，上部，中部，下部のどの面でも水平方向荷重が小さくなった。また，楕円型と同様，鉛直方向荷重は小さい値となった。しかし，楕円型切羽と比べ，円弧型切羽の曲率が大きいことで，上部の鉛直方向荷重値は大きく生じた。

図 4.16 a) より，最終的な荷重値は，中部＞下部＞上部の順で大きくなっている。曲面切羽の他の形状と比較して，上部，中部，下部にわたり荷重の値が狭い範囲で収まっていることが確認できる。これは，同じ曲率の一定である円型切羽に比べ，切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が広すぎず，かつ，切羽前方の奥行きが大きくないので，切羽近傍地山にアーチ作用が発揮されやすくなったと考えられる。

これに対し，楕円型切羽は，オーバーハング状態になる範囲も広くなく，かつ，切羽前方の奥行きも大きくないが，曲率が一定でないため荷重が狭い幅で収束しなかったと考えられる。

底面摩擦場での解析と比較して，大きな変化はなかった。

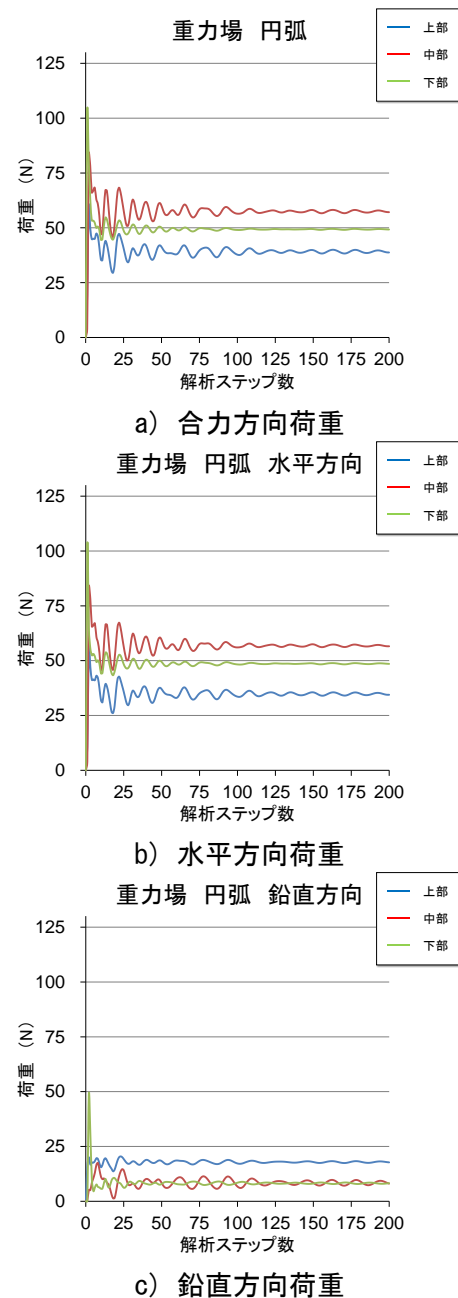


図 4.16 模型実験規模の重力場切羽作用荷重（円弧）

4.4.6 切羽作用荷重の作用ベクトル

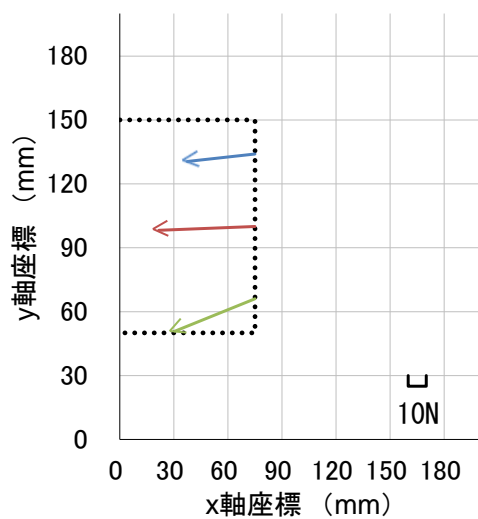
図 4.17 に、各切羽形状に作用する荷重の大きさと作用ベクトルを示す。この図は、それぞれの分割面に作用する荷重の合力からその値と方向を求めている。また、底面摩擦場での DEM 解析（図 3.17）との比較を行い、その違いを示す。

直壁型切羽では、作用荷重は深度方向に増す傾向があることがわかる。これは、切羽下部を起点としてすべり線が生ずるため、地山は切羽下端に向けて流れ込むような挙動をすることで、中部と下部が大きくなったと考えられる。加えて、切羽の上下は動かない地山のせん断抵抗を受けて荷重が減るため、中部が最も大きくなった。また、地山内の土圧分布も影響していると考えられる。底面摩擦場での解析と比較して、下部が鉛直方向成分の影響を大きく受けていることがわかる。

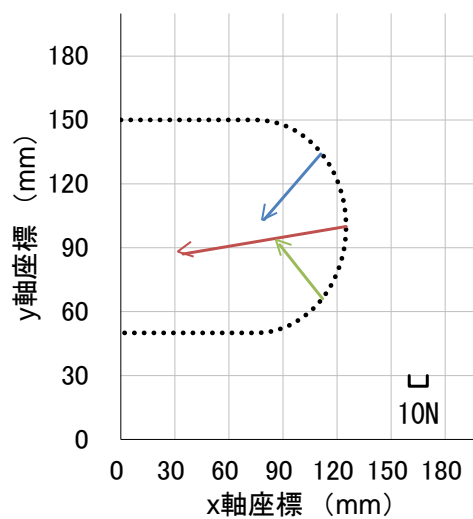
円型切羽では、切羽前方の奥行きが大きいため、切羽面に対する地山からの水平方向への押し出しによる影響を受けやすいことで水平方向荷重が大きくなり、それに伴い合力方向荷重も大きくなることで、上部と中部の作用時荷重が大きくなった。特に上部では、切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が広いため、切羽直上の土塊が落下しようとする挙動を示す。底面摩擦場での解析と比較して、水平方向成分が大きくなった。特に、押し出しによって影響を受けやすい中部で大きくなり、合力荷重が底面摩擦場時より大きくなった。

楕円型切羽では、中部に作用する荷重が卓越していることがわかる。中部は曲率が小さいことによって、地山が直壁型切羽に近いような挙動を示し、作用ベクトルを見ても鉛直荷重の値が小さく水平方向荷重が卓越し、合力荷重が大きくなったことがわかる。底面摩擦場での解析と比較して、少し水平方向成分が大きくなった。

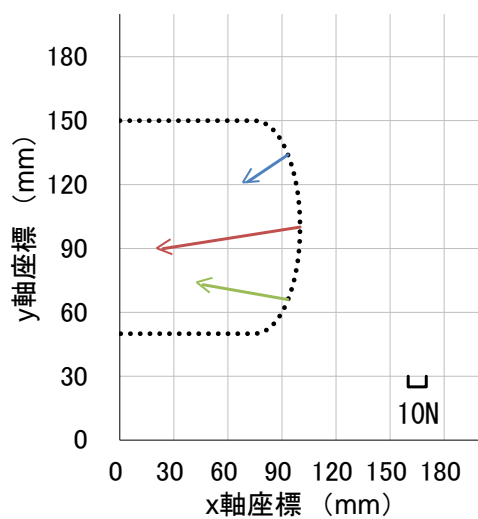
円弧型切羽では、ほぼ等圧に荷重が作用し、ベクトルは中心方向に向かっていることがわかる。円型切羽に比べ、切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が狭く、切羽前方の奥行きが大きくないので、切羽近傍地山にアーチ作用が発揮されやすくなったと考えられる。また、楕円型切羽と比べて曲率が一定であることも、アーチ作用が発揮された要因であると考えられる。底面摩擦場での解析と比較して、楕円型切羽と同様に、少し水平方向成分が大きくなった。



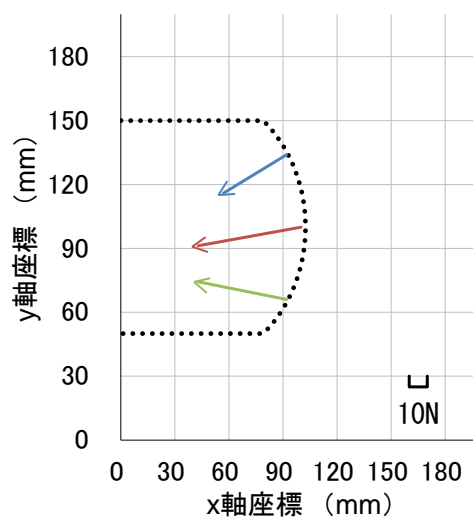
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 4.17 模型実験規模の重力場における
各切羽形状における切羽作用荷重の大きさと方向

4.4.7 まとめ

DEM 解析の結果に基づいて、全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽）の切羽面に作用する荷重について比較し、切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検証を行う。

表 4.11 に各切羽形状における切羽面に作用する荷重値を示す。表 4.11 における最大荷重値は、切羽面上部、中部、下部に作用する荷重の中での最大値を示しており、最小荷重値は、切羽面上部、中部、下部に作用する荷重の中での最小値を示している。また、荷重差は、最大荷重値と最小荷重値の差を示しており、合計荷重値は切羽面上部、中部、下部に作用する荷重の合計値を示している。

表 4.11 重力場 各切羽形状における切羽面作用する荷重値 (N)

	直壁	円	楕円	円弧
最大荷重値	53.44	91.43	76.70	57.75
最小荷重値	37.70	34.84	25.77	39.45
荷重差	15.74	56.59	50.92	18.30
切羽面合計荷重	138.03	170.37	150.22	146.64

荷重差をみると、その値が直壁型切羽<円弧型切羽<楕円型切羽<円型切羽の順となっている。底面摩擦場での解析では、円弧型切羽が最も小さくなっていた。しかし、重力場での解析における直壁型切羽は、水方向への抑止力がなくなったことで鉛直方向荷重が小さくなり、その影響が及んだと考えられる。しかし、直壁型、円弧型切羽の値は大きな差はなく、作用荷重からみる安定性は同程度であると考えられる。

合計荷重値をみると、底面摩擦場と同様に、その値が直壁型切羽<円弧型切羽<楕円型切羽<円型切羽の順となっている。このことから、曲面切羽では切羽前方の奥行きが小さいほど荷重の値が小さいことがわかる。

4.5 模型実験規模の重力場における DEM 解析のまとめ

本章では、重力場における DEM 解析を行い、無支保モデル、鏡吹付けモデル、切羽作用荷重について各切羽形状の安定性を検証した。加えて、前章の底面摩擦場の DEM 解析結果と比較し、これらから得られた知見を以下にまとめる。

無支保モデルでは、

- ✓ 未固結の地山においては切羽前方に掘り込むことは、切羽上部から天端部にかけてオーバーハング状態になる範囲が広いため、変形が大きく生ずる。
- ✓ 地山変位は切羽面の曲率が大きいほど、大きくなる。
- ✓ 底面摩擦場と比較して、変位の進行は切羽前方奥側に進む。また、水平方向変位が大きくなり、鉛直方向変位は小さくなる。

鏡吹付けモデルでは、

- ✓ 直壁型切羽のような切羽断面が直面の切羽は、鏡吹付けが引張破壊を起こし、切羽が崩壊する。
- ✓ 円型切羽は、鏡吹付けおよび切羽近傍地山がアーチ作用を発揮するにより、鏡吹付けモデルが圧縮部材として働き、切羽は安定したまま保たれる。
- ✓ 楕円型、円弧型切羽は、底面摩擦場と比較して、水平方向への抑止力がなくなるため、鏡吹付けモデルにせん断力が作用し、鏡吹付けモデルが破壊される。

切羽作用荷重では、

- ✓ 直壁型切羽は、底面摩擦場と比較して、鉛直方向荷重が小さくなることにより、合力方向荷重も小さくなり、荷重差が最も小さくなる。
- ✓ 曲面切羽の中では、円弧型切羽は曲率が一定かつオーバーハング状態になる範囲が狭いことから、直壁型切羽と同程度の安定性を示す。

以上より、模型実験寸法における重力場での DEM 解析では、切羽作用荷重の観点では直壁型切羽が最も安定性の優れた形状であるという結果になったが、無支保モデル、鏡吹付けモデルでの直壁型切羽は、安定性の優れている結果とは言えない。円型切羽は、鏡吹付けモデルでは高い安定性は示すが、無支保モデルでは切羽直上の地山が崩落することで、最も大きな変位を示す。楕円型、円弧型切羽は、底面摩擦場での解析では高い安定性を示したが、重力場では水平方向への変形が卓越することで、安定性がすぐ得ている結果とは言えなかった。どのケースに関しても、一長一短があり、模型実験寸法における重力場の DEM 解析結果で切羽形状の安定性の優劣は判断できなかった。

第5章 DEMによる三軸圧縮試験解析

本章では、DEMによる現実の施工を考慮した実規模の寸法への領域拡大を行うにあたって、現実の地山物性を解析に反映させるために、DEMによる三軸圧縮試験解析を行い、仮想弾性係数 k_n 、仮想せん断弾性係数比 s 、要素間粘着力 c_D 、要素間摩擦角 ϕ_D 、要素間許容引張強度 σ_{tD} の設定値を決定した。

5.1 解析諸元

本節では、現実の地山物性を解析に反映させるために、DEM解析で用いる解析モデルと解析方法について述べる。

5.1.1 解析条件

はじめにDEMによる三軸圧縮試験を行った。三軸圧縮試験は、いくつかの異なった圧力のもとで試料土の圧縮強さを測定し、これら土のせん断強さに関する強度定数を求める試験である。通常の地盤や岩盤の三軸圧縮試験の供試体は直径50mm、高さ100mm程度であるが、粒状体地盤の場合、粒子径の大きさの影響が大きく、粒子径の大きさに応じて供試体サイズを大きくする。ここでは、DEMの要素径を考慮し、その影響が大きく生じないよう、三軸圧縮モデルは図5.1のように縦4000mm、横2000mmの二次元三軸圧縮試験であり、地山円要素の解析物性値を変化させることで、現実の地山物性値を求めた。解析モデルの寸法は、地山円要素径に対して、十分なものであり、地山円要素の配列による影響を少なくするためである。三軸圧縮試験で用いられる側面ゴムの物性は表5.1に示す。側面ゴム要素には許容引張応力を与え切断しないように設定した。側面ゴム要素と円要素間、側面ゴム要素と線要素間の解析物性値は地山要素の解析物性値と同じである。また、その他の設定値は表5.2の通りである。側圧は $\sigma=5000\text{Pa}$ 、 7500Pa 、 10000Pa の3通りを用いた。

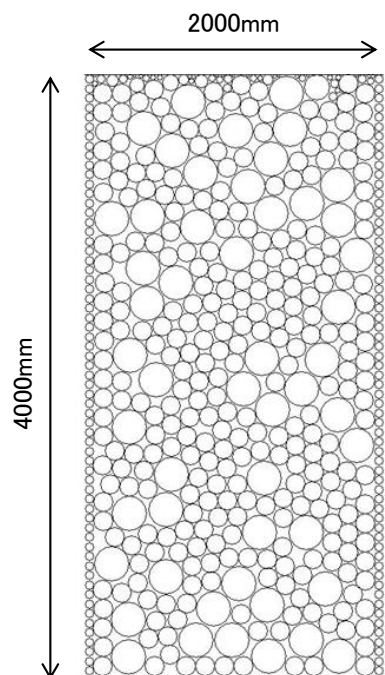


図 5.1 DEM 三軸圧縮試験モデル

表 5.1 側面ゴム要素に関する解析物性値

	記号	単位	ゴム円要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	0.2
反発係数	e		0
仮想せん断弾性係数比	s		0.50
要素間粘着力	c_D	N/mm ²	10
要素間摩擦角	ϕ_D	°	0.1
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm ²	0.2
側面ゴム要素の単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}

表 5.2 その他の設定値

	記号	単位	その他設定値
地山 要素径		mm	$\phi_1=75, \phi_2=150$
地山 重量混合比			$\phi_1:\phi_2 = 3:2$
側面ゴム 要素径		mm	$\phi=40$
ステップ毎の時間増分		sec	1.00×10^{-6}
計算ステップ数			750000

再現する対象となる地山物性値は、地山等級 DⅡ，地山等級 E とし，これらの地山物性値は表 5.3，表 5.4 に示す¹⁾。

表 5.3 地山等級 DⅡにおける地山物性値

	記号	単位	地山物性値
弾性係数（変形係数）	E	N/mm^2	150
ポアソン比	ν		0.35
粘着力	c	N/mm^2	0.20
内部摩擦角	φ	°	30
引張強度	σ_t	N/mm^2	0.04
単位体積重量	γ	N/mm^3	2.10×10^{-5}

表 5.4 地山等級 E における地山物性値

	記号	単位	地山物性値
弾性係数（変形係数）	E	N/mm^2	50
ポアソン比	ν		0.40
粘着力	c	N/mm^2	0.10
内部摩擦角	φ	°	30
引張強度	σ_t	N/mm^2	-
単位体積重量	γ	N/mm^3	2.10×10^{-5}

5.1.2 解析方法

はじめに、底面の固定線要素とゴムチューブ要素を配置し、要素を固定して箱型のモデルを作る。その後、要素径 75mm と 150mm の地山要素を重量混合比 3:2 の割合で箱型のモデルの中に入る様にランダムに配置する。そして自重解析を行い、最大速度がある程度小さくなったら余分な要素を削除し収束させる。また、地山材料が詰まる様に地山材料間、地山材料 - ゴムチューブ間の要素間摩擦角を $\phi_D=1^\circ$ にする。その理由は次のようなことからである。自重解析時や収束時において要素間摩擦角を ϕ_D に大きい値を入力すると、地山要素が要素間の摩擦によりあまり密に詰まらず、そのため軸圧縮力をかけても要素がかみ合わず期待していた内部摩擦角が得られないためである。

全要素が収束した後、上板要素を作り上板要素と地山要素間の間隙を出来る限り自由円要素で埋め、その後ゴムチューブ要素の固定を解除し、自由にして側圧をかける。側圧は 5000Pa, 7500Pa, 10000Pa の 3 パターンである。ここで解析物性値である仮想弾性係数 k_n , 仮想せん断弾性係数比 s , 要素間粘着力 c_D , 要素間摩擦角 ϕ_D , 要素間許容引張強度 σ_{tD} を変化させる。

三軸試験の軸ひずみ速度は 1%/min であるが、本解析では解析時間を考慮して上板要素の降下速度を 40mm/sec (1%/min) とした。また、反力の測定は軸変位量 1%ごととし、軸ひずみが 7.5%に達するまで上板要素を降下させた。

5.2 三軸圧縮試験の解析結果

本節では，DEM による三軸圧縮試験解析で得られた結果についてまとめ，地山物性値を算出する．

5.2.1 DⅡ地山の再現

現実の施工を考慮するため，地山等級 DⅡを DEM による三軸圧縮試験解析で再現した．その際に用いた解析物性値を表 5.5 に示す．地山円要素と線要素間の材料定数は地山円要素の材料定数と同じである．

表 5.5 地山等級 DⅡを再現する際の解析物性値

	記号	単位	円－円要素間
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm^2	300
反発係数	e		0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm^2	0.6
要素間摩擦角	φ_D	°	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm^2	0.6
単位体積重量	γ	N/mm^3	2.10×10^{-5}

(a) 軸応力の変化 (図 5.1)

縦軸は圧縮軸力 σ (Pa), 横軸は変量を供試体全長で除したひずみ ε (%) とし, σ - ε グラフを図 5.1 に示す.

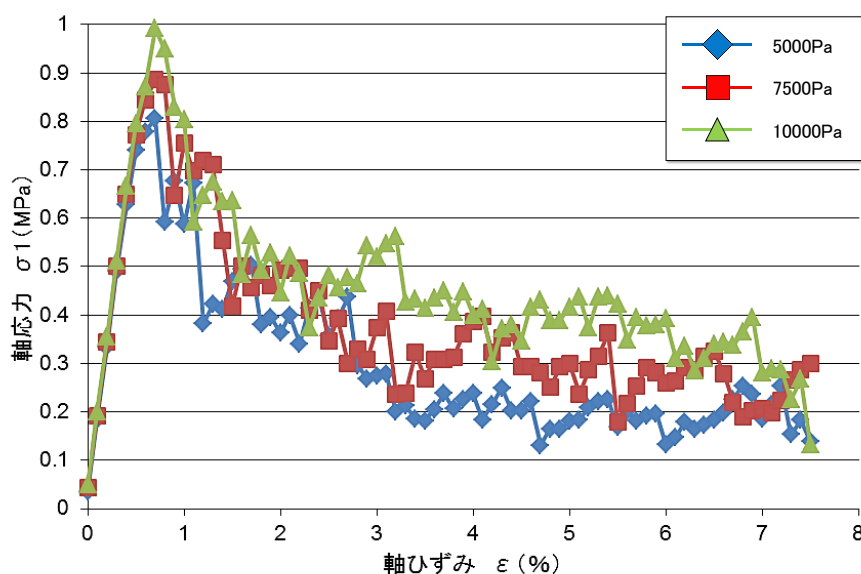


図 5.1 DII 地山における軸応力の変化

側圧を $\sigma_3=5000, 7500, 10000$ Pa の 3 種類で加圧, 収束させた後, 強制変位を 40mm/sec で垂直方向に与えた. 出力は軸ひずみ 0.1% ごととし, その時の軸応力を計測し縦軸とした.

ピーク強度に達した後の軸応力は低下していき, 残留状態に移行していく結果となった.

図 5.1 より, 初期立ち上がりから地山弾性係数 E を求める. 3 種類の側圧でそれぞれ算出し, 最終結果はその平均とし, 結果を表 5.6 に示す.

表 5.6 σ - ε グラフから算出した各側圧における弾性係数 E

	5000Pa	7500Pa	10000Pa
弾性係数 (N/mm ²)	156.0	161.3	165.2

表 5.6 より, 3 つの平均値をとると, 弾性係数 $E=161.2$ (N/mm²) となる.

(b) モールの応力円 (図 5.2)

図 5.1 より, 異なった 3 つの側圧それぞれピーク時の軸応力を抜き出しそれを最大主応力 σ_1 , 側圧 σ_3 を最小主応力としモールの応力円を描くと次の図 5.2 のようになる.

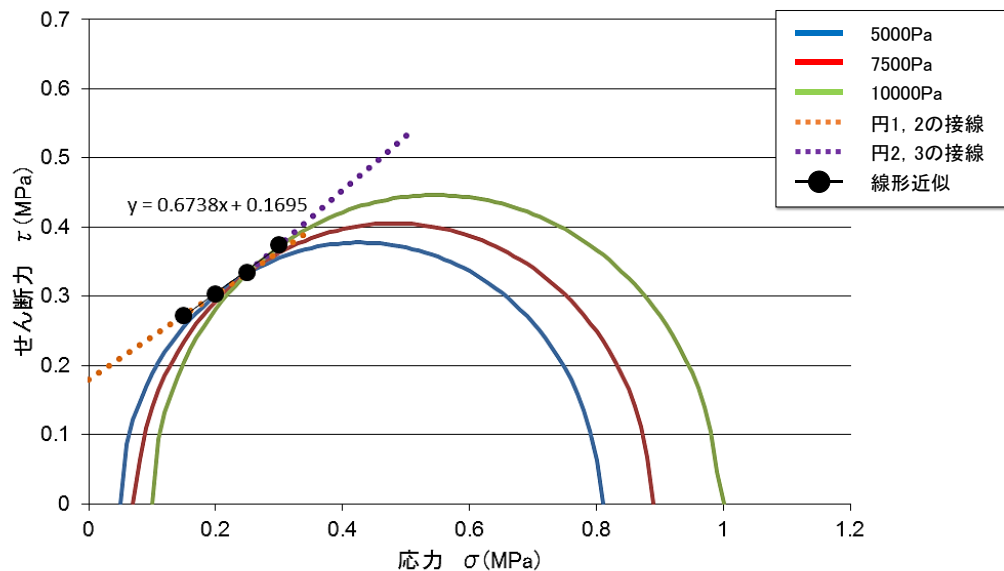


図 5.2 DII 地山におけるモールの応力円

解析において内部摩擦角を求めるために, 図 5.1 と次式によりモールクーロンの円及び, それに接する破壊包絡線を求める.

$$\left(\sigma - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}\right)^2, \quad \tau = c + \sigma \tan \varphi \quad (5.1)$$

破壊包絡線は, まず 5000Pa と 7500Pa のモールの接線, 7500Pa と 10000Pa のモールの接線を求める. しかし各接線は線形ではないため 2 線の線形近似を図 5.2 における破壊包絡線とした.

近似直線より, この解析における地山粘着力 c , 地山内部摩擦角 φ を求める.

近似直線より, 破壊包絡線は

$$\tau = 0.67\sigma + 0.17$$

よって, 粘着力 $c=0.17$ (N/mm²), 内部摩擦角 $\varphi=34.0$ (°) となる.

(c) 供試体の変形 (図 5.3)

軸ひずみが 7.5%に達したときの供試体の変形状態を図 5.3 に示す

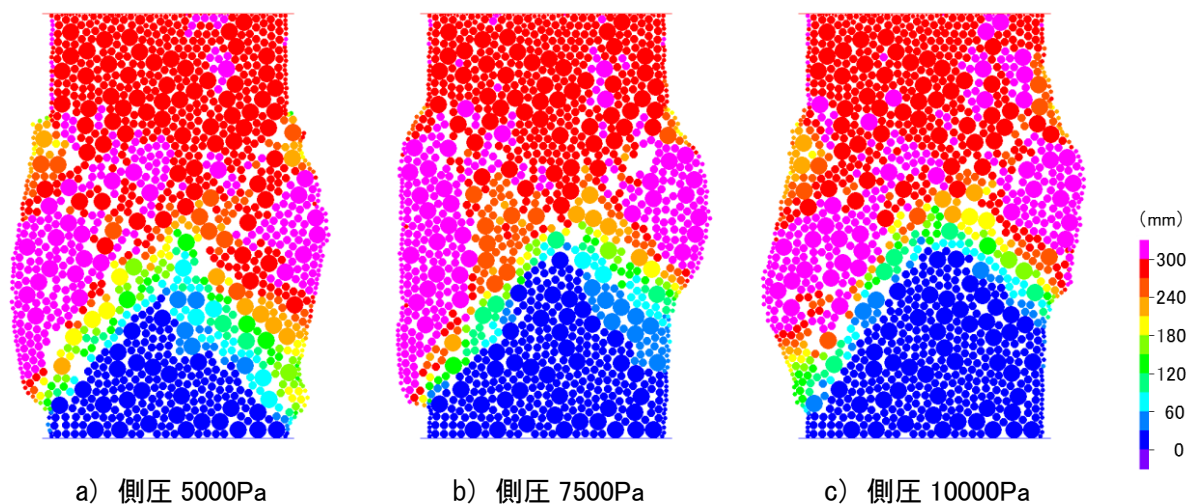


図 5.3 DⅡ地山における軸ひずみ 7.5%時の供試体の変形

左：側圧 5000Pa, 中央：側圧 7500Pa, 右：側圧 10000Pa

供試体崩壊前の状態の横ひずみを算出し、地山のポアソン比を算出する。算出方法を以下に示す (図 5.4)。

ポアソン比 = 縦ひずみ/横ひずみ

$$\text{横ひずみ} = \frac{D_2 - D_1}{D_1} \quad (5.2)$$

3 種類の側圧でそれぞれ算出し、最終結果はその平均とし、結果を表 5.7 に示す。

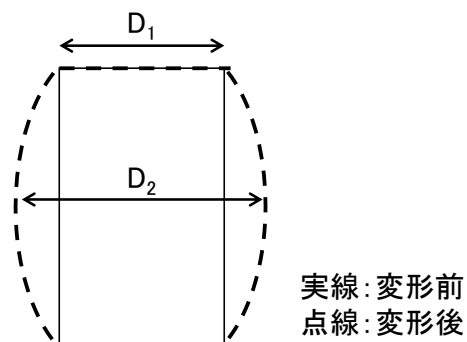


図 5.4 ポアソン比の算出方法

表 5.7 各側圧におけるポアソン比 ν

	5000Pa	7500Pa	10000Pa
ポアソン比	0.35	0.32	0.38

表 5.7 より、3 つの平均値をとると、ポアソン比 $\nu=0.35$ となる。

5.2.2 E 地山の再現

現実の施工を考慮するため、地山等級 E を DEM による三軸圧縮試験解析で再現した。その際に用いた解析物性値を表 5.8 に示す。地山円要素と線要素間の材料定数は地山円要素の材料定数と同じである。

表 5.8 地山等級 E を再現する際の解析物性値

	記号	単位	円－円要素間
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm^2	95
反発係数	e		0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm^2	0.3
要素間摩擦角	φ_D	$^\circ$	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm^2	0.3
単位体積重量	γ	N/mm^3	2.10×10^{-5}

(a) 軸応力の変化 (図 5.5)

縦軸は圧縮軸力 σ (Pa), 横軸は変量を供試体全長で除したひずみ ε (%) とし, σ - ε グラフを図 5.5 に示す.

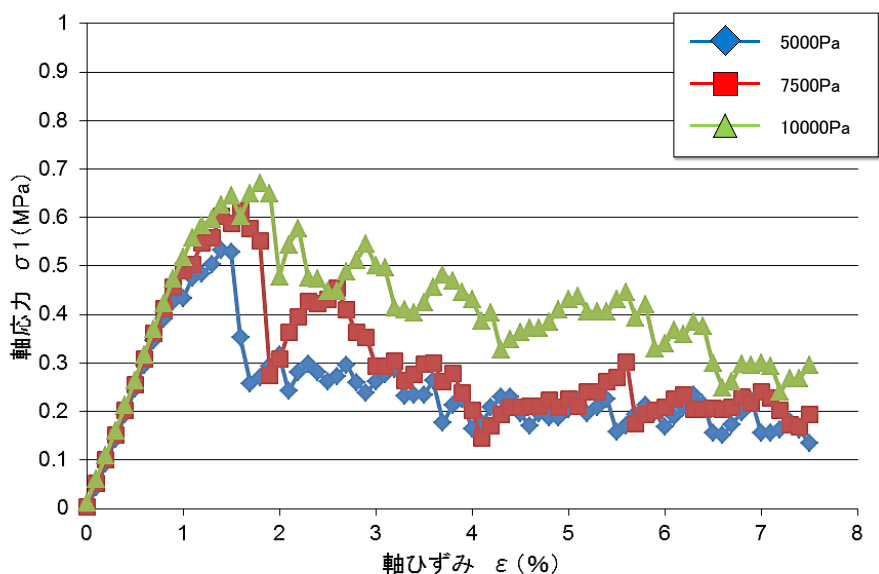


図 5.5 E 地山における軸応力の変化

側圧を $\sigma_3=5000, 7500, 10000\text{Pa}$ の 3 種類で加圧, 収束させた後, 強制変位を 40mm/sec で垂直方向に与えた. 出力は軸ひずみ 0.1% ごととし, その時の軸応力を計測し縦軸とした.

ピーク強度に達した後の軸応力は低下していき, 残留状態に移行していく結果となった.

図 5.5 より, 初期立ち上がりから地山弾性係数 E を求める. 3 種類の側圧でそれぞれ算出し, 最終結果はその平均とし, 結果を表 5.9 に示す.

表 5.9 σ - ε グラフから算出した各側圧における弾性係数 E

	5000Pa	7500Pa	10000Pa
弾性係数 (N/mm ²)	49.0	51.1	52.8

表 5.9 より, 3 つの平均値をとると, 弾性係数 $E=50.9$ (N/mm²) となる.

(b) モールの応力円 (図 5. 6)

図 5. 5 より, 異なった 3 つの側圧それぞれピーク時の軸応力を抜き出しそれを最大主応力 σ_1 , 側圧 σ_3 を最小主応力としモールの応力円を描くと次の図 5. 6 のようになる.

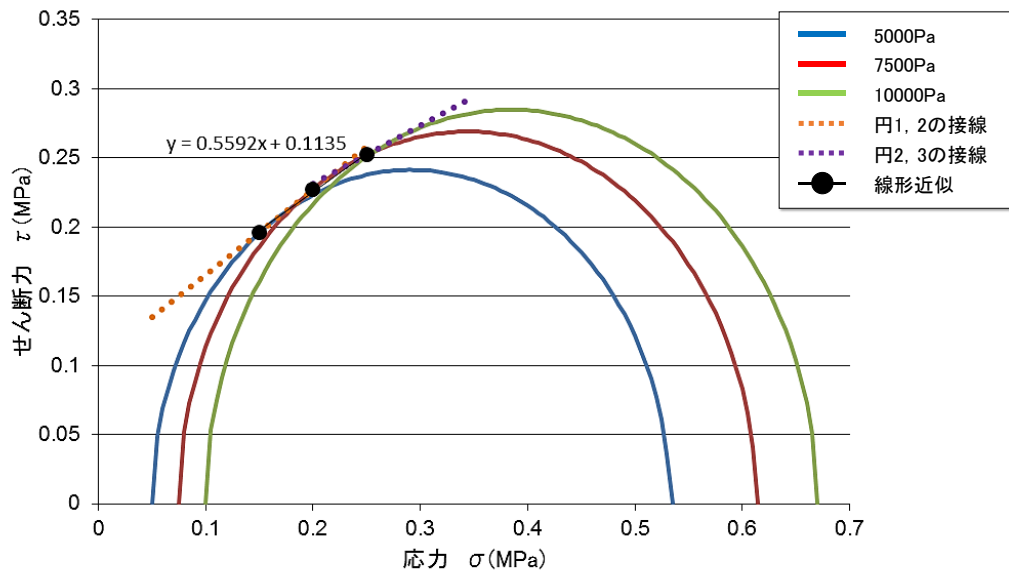


図 5. 6 E 地山におけるモールの応力円

解析において内部摩擦角を求めるために, 図 5. 5 と次式によりモールクーロンの円及び, それに接する破壊包絡線を求める.

$$\left(\sigma - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}\right)^2, \quad \tau = c + \sigma \tan \varphi \quad (5.1)$$

破壊包絡線は, まず 5000Pa と 7500Pa のモール円の接線, 7500Pa と 10000Pa のモール円の接線を求める. しかし各接線は線形ではないため 2 線の線形近似を図 5. 5 における破壊包絡線とした.

近似直線より, この解析における地山粘着力 c , 地山内部摩擦角 φ を求める.

近似直線より, 破壊包絡線は

$$\tau = 0.56\sigma + 0.11$$

よって, 粘着力 $c=0.11$ (N/mm^2), 内部摩擦角 $\varphi=29.2$ ($^\circ$) となる.

(c) 供試体の変形 (図 5.7)

軸ひずみが 7.5%に達したときの供試体の変形状態を図 5.7 に示す

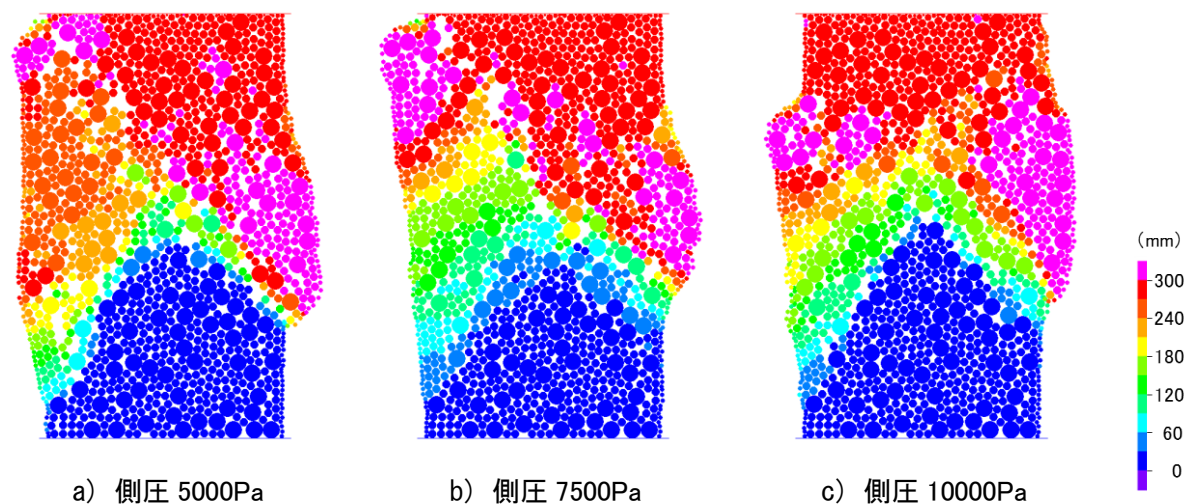


図 5.7 E 地山における軸ひずみ 7.5%時の供試体の変形

左：側圧 5000Pa, 中央：側圧 7500Pa, 右：側圧 10000Pa

供試体崩壊前の状態の横ひずみを算出し、地山のポアソン比を算出する.

ポアソン比 = 縦ひずみ/横ひずみ

$$\text{横ひずみ} = \frac{D_2 - D_1}{D_1} \quad (5.2)$$

3 種類の側圧でそれぞれ算出し、最終結果はその平均とし、結果を表 5.10 に示す.

表 5.10 各側圧におけるポアソン比 ν

	5000Pa	7500Pa	10000Pa
ポアソン比	0.37	0.36	0.38

表 5.10 より, 3 つの平均値をとると, ポアソン比 $\nu=0.37$ となる.

5.3 三軸圧縮試験解析のまとめ

本節では，DEM 解析の結果に基づいて，地山等級 DⅡ，E の地山物性値を比較し，現実の施工を考慮した DEM 解析上の物性値を決定する．

前節より得られた結果と，地山等級 DⅡ，E の地山物性値を比較した表を以下に示す．地山等級 DⅡに関しては表 5.11，地山等級 E に関しては表 5.12 に示す．

表 5.11 地山等級 DⅡにおける地山物性値と解析結果値の比較

	記号	単位	地山物性値	解析結果値
弾性係数（変形係数）	E	N/mm ²	150	161.2
ポアソン比	ν		0.35	0.35
粘着力	c	N/mm ²	0.20	0.17
内部摩擦角	φ	°	30	34.0
引張強度	σ_t	N/mm ²	0.04	-
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}

*引張強度は，解析において算出できないので，記載していない．

表 5.12 地山等級 E における地山物性値と解析結果値の比較

	記号	単位	地山物性値	解析結果値
弾性係数（変形係数）	E	N/mm ²	50	50.9
ポアソン比	ν		0.40	0.37
粘着力	c	N/mm ²	0.10	0.11
内部摩擦角	φ	°	30	29.2
引張強度	σ_t	N/mm ²	-	-
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}

*引張強度は，解析において算出できないので，記載していない．

これらより，実測値と DEM より算出した解析値を比較すると，どの物性値においても誤差 10%程度に収まっていることがわかる．規則配列（正方格子配置）による DEM 解析では，仮想縦断性係数 k_n は，载荷を続けても破壊に至ることなく，载荷軸に直角な方向への変形も生じない場合，弾性係数 $E=k_n$ が成立する．また，引張強度 σ_t と要素間引張強度 σ_{tD} ，粘着力 c と要素間粘着力 c_D の関係は， $\sigma_t=\sigma_{tD}$, $c=c_D$ となる．しかし，不規則配列では，ポアソン比の影響や一軸圧縮破壊，斜め方向への破壊を考慮しなければならない．そのため，本解析のような地山を形成する円要素が不規則配列（ランダム配置）の場合，上記の関係性は成立しない．

表 5.5 と表 5.11 の解析結果値，表 5.8 と表 5.12 の解析結果値を比較すると，弾性係数 E と仮想縦断性係数 k_n は，おおよそ $E = \frac{1}{2}k_n$ となる関係が成立していることがわかる．引張強度 σ_t と要素間引張強度 σ_{tD} ，粘着力 c と要素間粘着力 c_D の関係は，おおよそ $\sigma_t = \frac{1}{3}\sigma_{tD}$, $c = \frac{1}{3}c_D$ が成立していることがわかる．しかし，不規則配列の場合，解析結果に地山円要素の配列による影響が生じる．本解析では，その影響を極力小さくするために解析モデルを作成したが，モデルの変更や様々な配列で DEM による三軸圧縮試験解析を行う場合，それぞれの関係性は変化してくるものと考えられる．

【参考文献】

- 1) 東日本高速道路株式会社, 中日本高速道路株式会社, 西日本高速道路株式会社 : 設計要領 第三集 トンネル編, pp.72-83, 2012

第 6 章 実規模における DEM 解析

前章で模型実験寸法における重力場の DEM 解析を行った。その結果、重力場での安定的な切羽挙動は、底面摩擦場における結果と定性的には異ならないことが明らかになったが、安定、不安定の境界の支保条件等は異なることがわかった。

そこで本章では、模型実験寸法から現実の施工を考慮した実規模の寸法への領域拡張を行い、低強度地山を対象とした重力場にある実際の施工における切羽崩壊挙動を確認し、切羽形状ごとの安定性を得られた結果を考察とともにまとめた。

6.1 実規模における無支保モデルの DEM 解析

本節では、低強度地山を対象とした実際の施工における切羽無支保時の崩壊挙動を確認し、切羽形状ごとの安定性を得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。

6.1.1 解析モデル

解析モデルは図 6.1 のように模型実験寸法（図 3.1）を 80 倍にしたスケールとする。これは、現実の施工において一般的なトンネル寸法の大きさになっている。また、解析で用いる切羽形状は図 6.2 に示す。表 6.1 には DII 地山における無支保モデルの DEM 解析に用いる物性値、表 6.2 には E 地山における無支保モデルの DEM 解析に用いる物性値を示す。地山の物性値は前章より算定した値を用いている。また、前章で算定した地山物性値よりさらに脆弱な地山の挙動を確認するため、E 地山の要素間粘着力 c_D 、要素間引張強度 σ_{iD} を 0.01N/mm^2 下げた物性値を用いるモデルの挙動も確認した。この物性値を表 6.3 に示す。地山円要素と地山円要素間、地山円要素と境界線要素間の解析物性値は地山円要素の解析物性値と同じである。要素間粘着力 c_D 、要素間摩擦角 φ_D 、要素間引張強度 σ_{iD} は、初期接触時と再接触時で異なる物性値を設定することができ、本解析では再接触時の要素間粘着力 c_D 、要素間引張強度 σ_{iD} を 0 とした。

本研究で使用している DEM 解析では、生成できる要素数が 80000 個までと限界が定められている。そのため、領域を満たす前提条件のもとで、地山要素径を設定した。トンネル寸法に対して地山粒子径は小さい方が望ましいが、上記の個数制限と解析時間を勘案し、粒子径は模型実験寸法（図 3.1）の 30 倍として、直径 75mm と 150mm とする。なお地山等に見合う弾塑性体の地山物性（ E , ν , φ , c ）になるよう、要素物性を決定している。なお、本章で用いる解析モデルは、土被り 2D を想定しているため、図 6.1 のモデルでは 1D 分足りていない。そこで、上載荷重として 1D 分の重さを加えることで再現した。その解析モデルを図 6.3、解析で用いる物性値を表 6.4 に示す。単位体積重量以外の物性値は、地山要素の解析物性値と同じである。

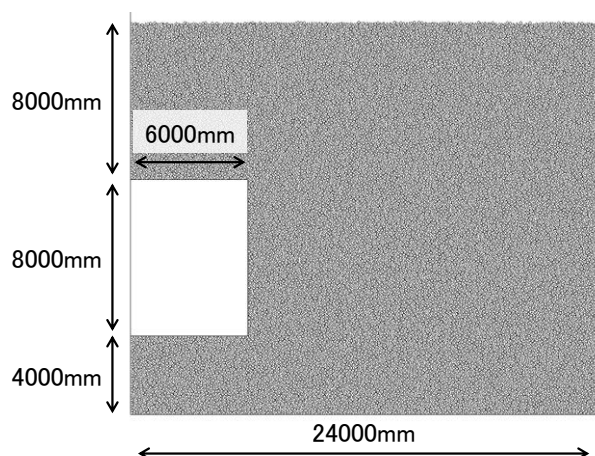


図 6.1 実規模の解析モデル（無支保モデル）

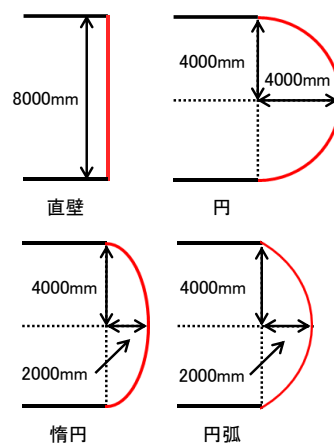


図 6.2 実規模における
各切羽形状の寸法

表 6.1 実規模の無支保モデルにおける解析物性値（DⅡ地山）

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	300	300
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力（初期）	c_D	N/mm ²	0.6	0
要素間摩擦角（初期）	φ_D	°	50	50
要素間引張強度（初期）	σ_{tD}	N/mm ²	0.6	0
要素間粘着力（再接触）	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角（再接触）	φ_D	°	50	50
要素間引張強度（再接触）	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}
要素径		mm	$\varphi_1=75, \varphi_2=150$	
地山 重量混合比			$\varphi_1:\varphi_2 = 3:2$	
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}	
計算ステップ数			200000	
最終ステップ時の時間	τ	sec	2.0	

表 6.2 実規模の無支保モデルにおける解析物性値 (E 地山)

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	95	95
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力 (初期)	c_D	N/mm ²	0.3	0
要素間摩擦角 (初期)	φ_D	°	50	50
要素間引張強度 (初期)	σ_{tD}	N/mm ²	0.3	0
要素間粘着力 (再接触)	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角 (再接触)	φ_D	°	50	50
要素間引張強度 (再接触)	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}
要素径		mm	$\varphi_1=75, \varphi_2=150$	
地山 重量混合比			$\varphi_1 : \varphi_2 = 3:2$	
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}	
計算ステップ数			200000	
最終ステップ時の時間	□	sec	2.0	

表 6.3 実規模の無支保モデルにおける解析物性値 (E 地山より脆弱地山)

	記号	単位	地山円要素	境界線要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	95	95
反発係数	e		0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25
要素間粘着力 (初期)	c_D	N/mm ²	0.29	0
要素間摩擦角 (初期)	φ_D	°	50	50
要素間引張強度 (初期)	σ_{tD}	N/mm ²	0.29	0
要素間粘着力 (再接触)	c_D	N/mm ²	0	0
要素間摩擦角 (再接触)	φ_D	°	50	50
要素間引張強度 (再接触)	σ_{tD}	N/mm ²	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}
要素径		mm	$\varphi_1=75, \varphi_2=150$	
地山 重量混合比			$\varphi_1 : \varphi_2 = 3:2$	
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}	
計算ステップ数			200000	
最終ステップ時の時間	τ	sec	2.0	

上載荷重要素
土被り1D分

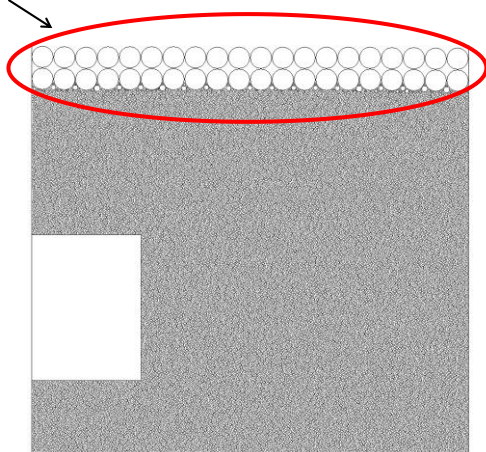


表 6.4 上載荷重要素の解析物性値

	記号	単位	上載荷重円要素
単位体積重量	γ	N/mm ³	9.00×10^{-5}
要素径		mm	1200

図 6.3 上載荷重要素の配置

6.1.2 解析方法

パッキングは模型実験寸法の底面摩擦場における無支保モデル同様の手順で行う（図 3.3）。しかし、このときに地山に与えるのは、3章時のような疑似重力（底面摩擦力）ではなく、重力を与え、パッキングを行う。

次に、切羽部となる地山の要素を消去し、切羽を作成する。その際、切羽面に線要素を固定することで、トンネル内部への地山要素流出を防ぐ。つづいて、安定のために重力を与え、パッキング同様に地山の速度が0.1mm/sec程度に収束したら次の作業に移る。

その後、土被りを調整し、重力を与えて地山の速度が収束させる。そして、上載荷重要素を配置し再び重力を与えて地山の速度を収束させる。切羽面の線要素を除去し、模型実験と同じように地山に重力を与えて地山挙動を解析する。この DEM 解析の流れを図 6.4 に示す。

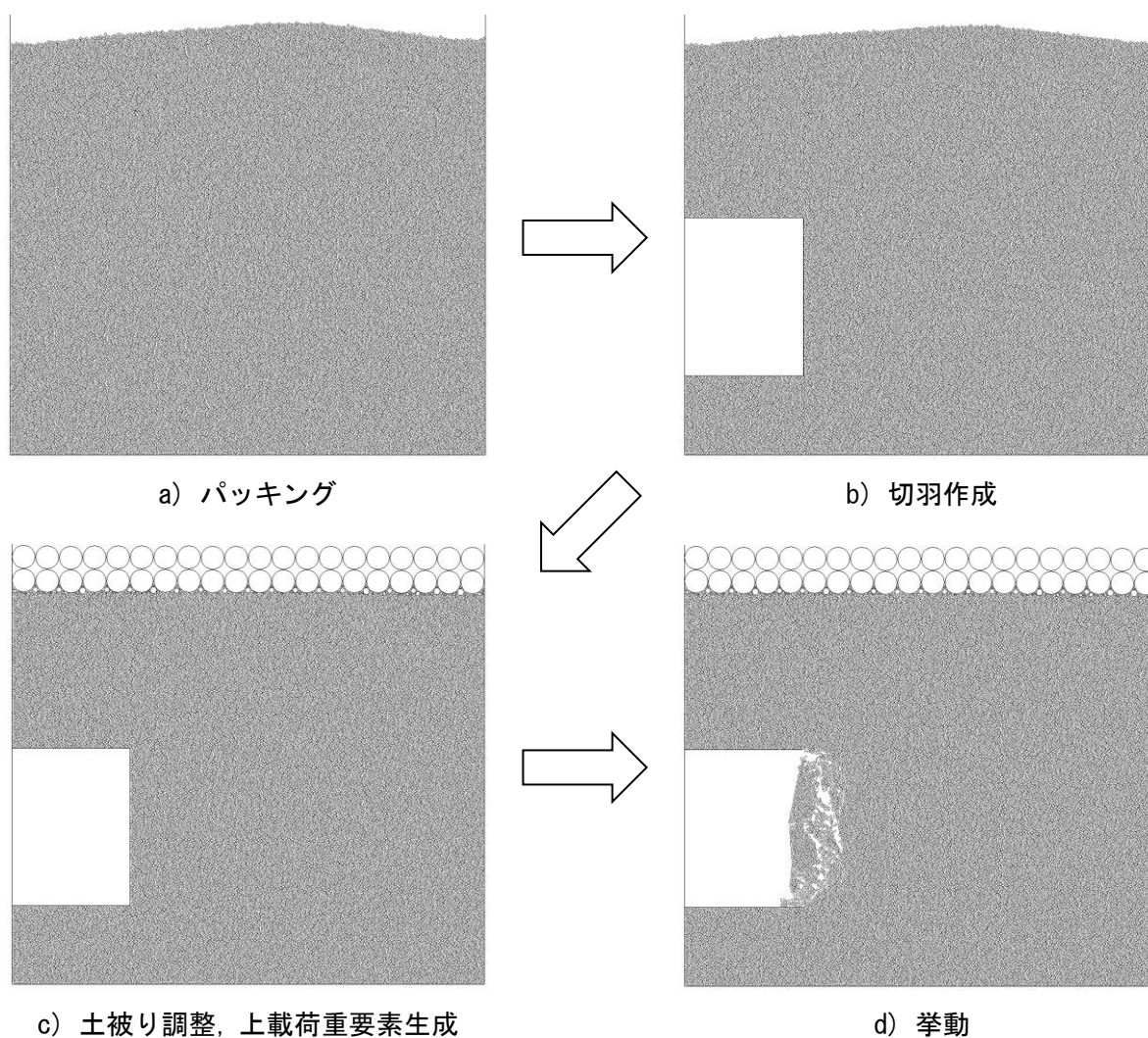


図 6.4 実規模の DEM 解析（無支保モデル）の流れ

6.1.3 解析結果 (DⅡ地山)

図 6.5 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm、最大値 20mm とした。なお、表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す。

図 6.6 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの接触圧図を示す。接触圧図は、地山の応力状態を示している。接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm²、最大値 0.5N/mm² とした。

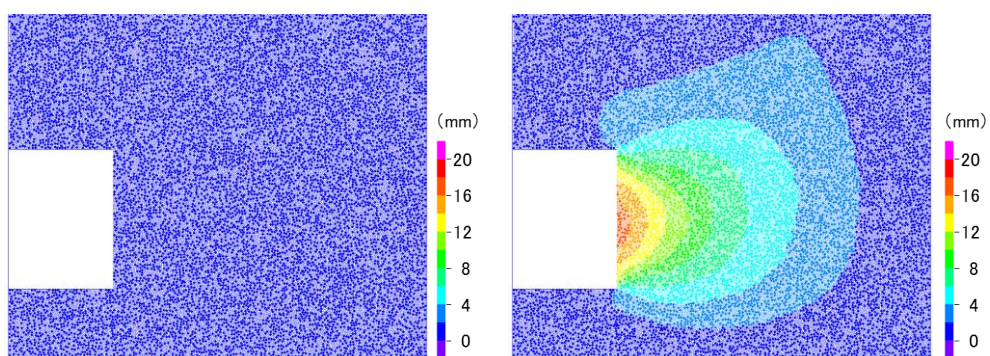
直壁型切羽では、切羽中央付近がはらみだすように変位が生じる。変位図をみると、各切羽形状と比較して、切羽近傍に特に大きな変位が発生していることがわかる。接触圧図をみると、接触圧のコンターが 0N/mm² 以下になっており、地山内の力が抜け、緩み領域が発生している。

円型切羽では、切羽上部の地山の沈み込みによって変位が生じる。変位図をみると、切羽前方の奥行きが大きくなるほど、オーバーハング部が大きくなり、無支保である切羽面積が大きいため崩壊しやすい状態にある。そのため、切羽直上に向けて変位が広い範囲で進行している。また、切羽と天端部にある線要素の境目で少量の地山の崩落はみられる。接触圧図をみると、切羽上半部において接触圧の減少を確認できるが、地山に大きな緩みはない。

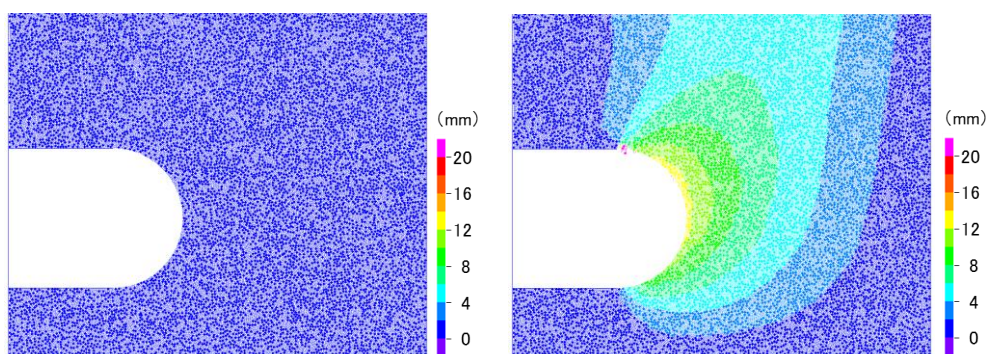
楕円型切羽では、切羽上部、下部の曲率半径が大きく、中央部は曲率半径が小さいので、中央部が直壁型切羽と似た形状になり、弱部となる。そのため、中央部を中心にして変位は生じ、切羽奥側に向けて進行していく。接触圧図をみると、切羽中央部において接触圧の減少を確認できるが、地山に大きな緩みはない。

円弧型切羽では、楕円型切羽と同様に、中央部を中心にして変位は生じ、切羽奥側に向けて進行していく。また、切羽と線要素の境目で少量の地山の崩落はみられる。接触圧図をみると、切羽中央部において接触圧の減少を確認できるが、地山に大きな緩みはない。

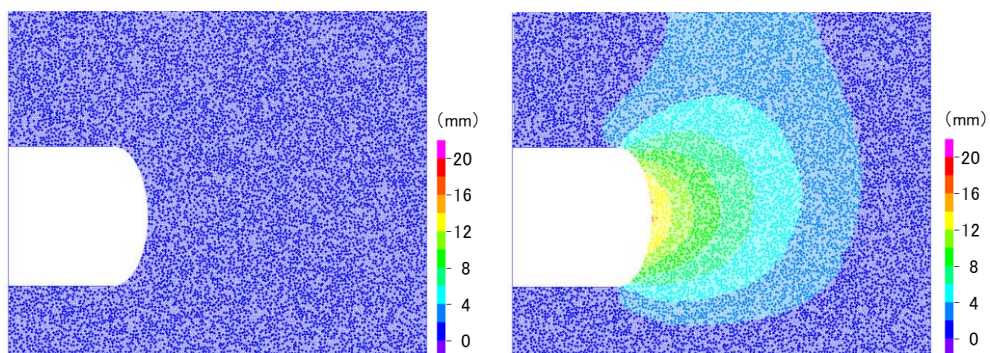
3 章、4 章で解析した未固結粒状体地山では、緩み領域が発生すると同時に地山は崩壊する挙動となる。しかし、実規模の DⅡ地山では、要素間粘着力 c_D 、要素間引張強度 σ_D を入力したことで、どの切羽形状においても地山に緩み領域が発生するが、切羽は崩壊しなかった。



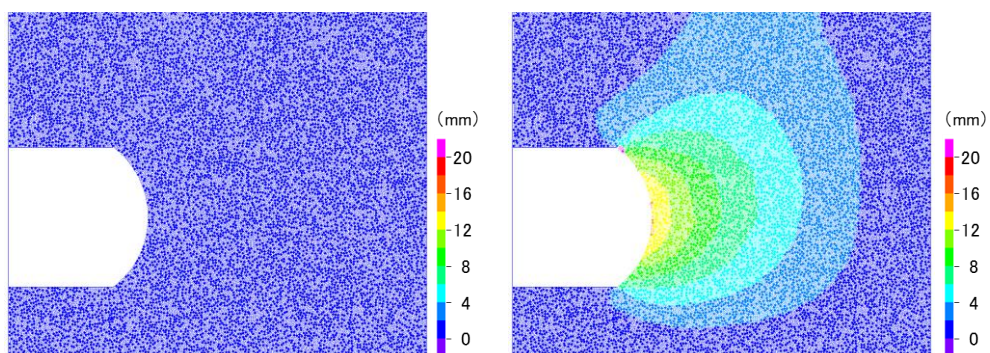
a) 直壁



b) 円

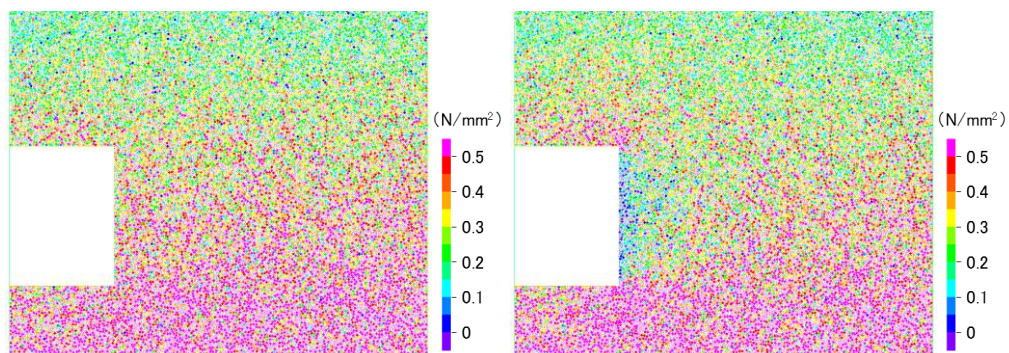


c) 楕円

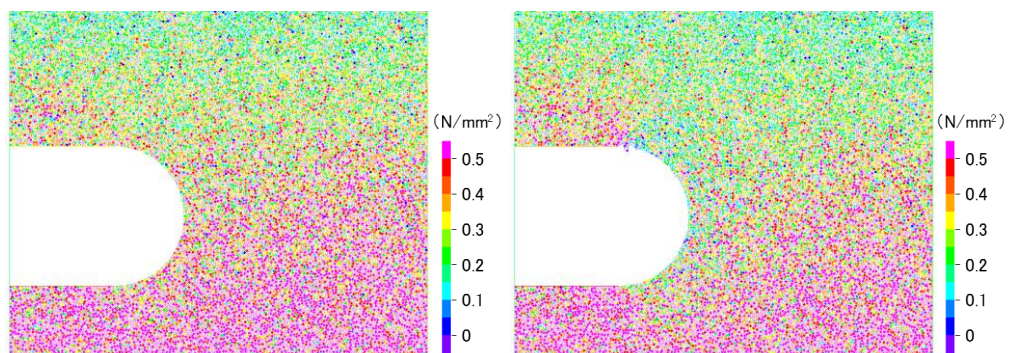


d) 円弧

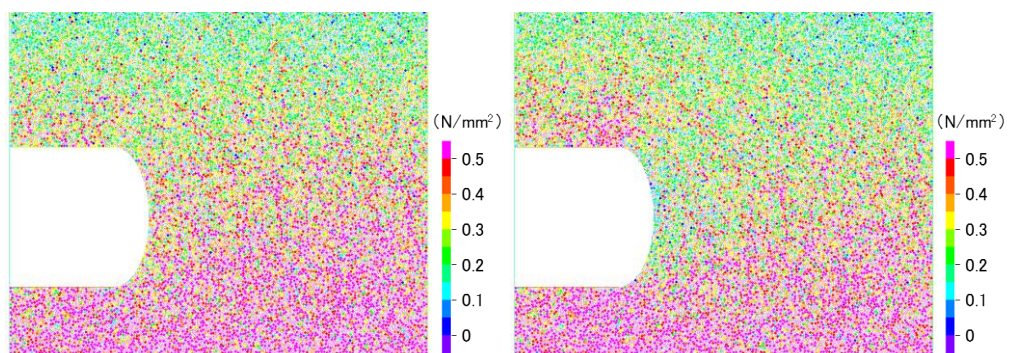
図 6.5 実規模の無支保モデル（地山等級 DII） 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）



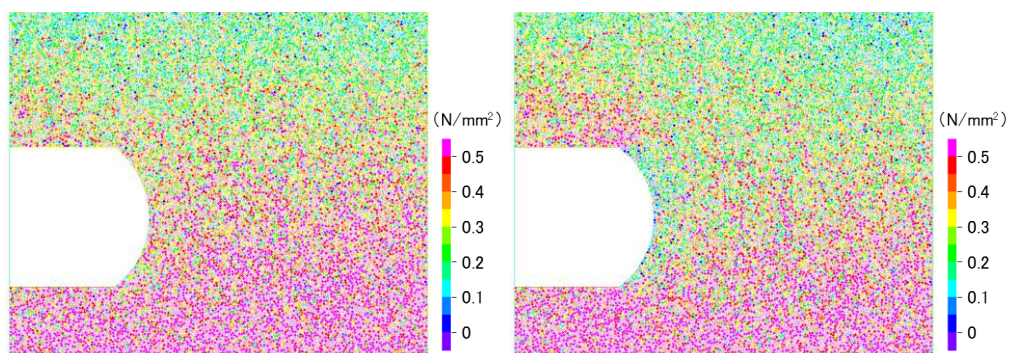
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 6.6 実規模の無支保モデル（地山等級 D II） 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）

6.1.4 解析結果 (E 地山)

図 6.7 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm, 最大値 50mm とした。なお、表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す。

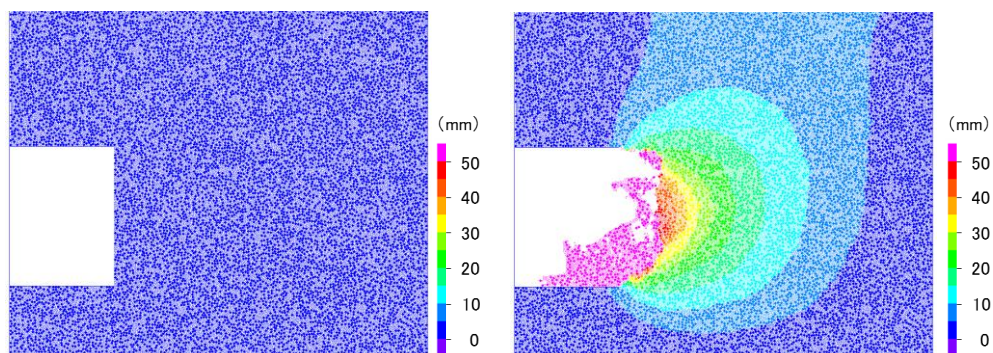
図 6.8 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの接触圧図を示す。接触圧図は、地山の応力状態を示している。接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm², 最大値 0.5N/mm² とした。

直壁型切羽は、初期は曲面状に地山が崩壊していく。その後、地山上方部分がやや崩落するような挙動となった。初期の挙動は、切羽前方に発生するアーチアクションの内側にある応力解放域が崩落していると考えられる。その後の挙動は、DⅡ地山と比較して、要素間粘着力 c_D 、要素間引張強度 σ_D が小さいため、地山の緩み領域は上方に広がり、その部分が崩落する。崩落後の形状としては、楕円型切羽や円弧型切羽の初期状態のような形状になる。接触圧図でみる緩み領域の外側は、アーチアクションにより地山は保たれる結果となった。切羽前方奥側 0.25D まで地山は緩み、そこまで切羽は崩壊する。

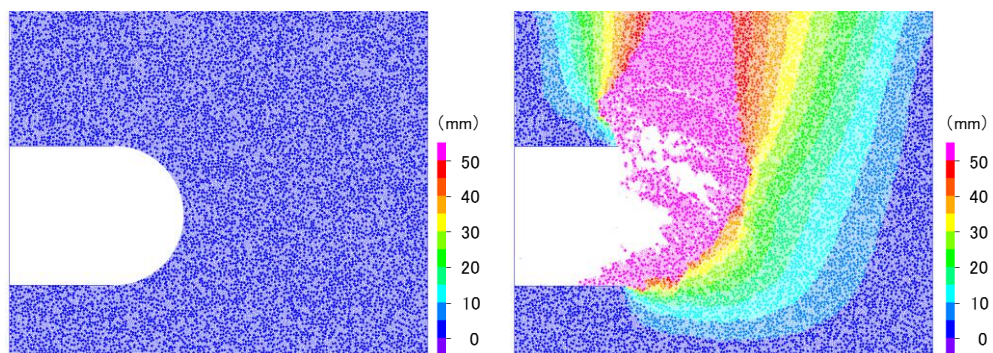
円型切羽では、切羽の掘り込みが大きいことで、切羽上部の地山の沈み込みによって変位が生じる。地山に要素間粘着力 c_D 、要素間引張強度 σ_D を与えているが、地山の崩落に耐えることはできず、鉛直方向への変形は増加し、切羽が崩壊する。また、変位の進行は、止まることがなく、地表面まで崩落する。接触圧図をみても、切羽直上に向けて緩み領域は進行していき、地山の崩壊領域はさらに進行していく様子が見える。

楕円型切羽では、切羽中央付近からはらみだすように変位が生じる。接触圧図でみても、切羽全面で緩み領域が発生しており、その部分が変位として出ていることがわかる。楕円型切羽も直壁型切羽と同様に、緩み領域の外側は、アーチアクションにより地山は保たれる結果となった。円型切羽と比較して、切羽前方への掘り込みが小さいので、オーバーハング状態になる部分が狭く、地山の崩落はみられなかった。

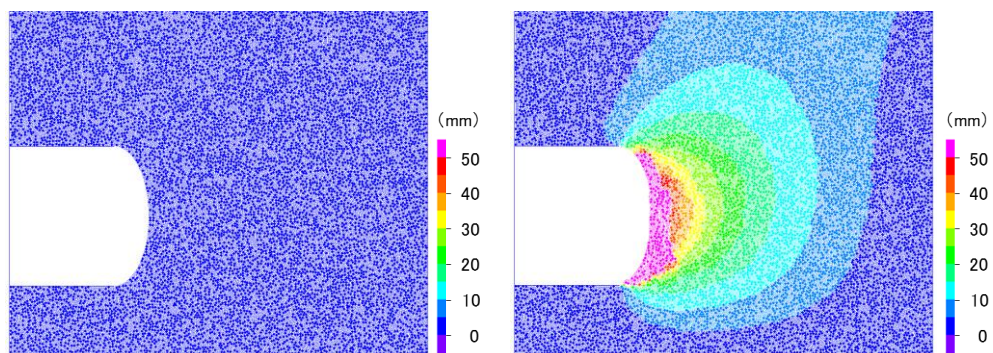
円弧型切羽では、直壁型、楕円型切羽と同様に、緩み領域の外側は、アーチアクションにより地山は保たれる結果となった。楕円型切羽より緩み領域は狭く、切羽下部付近を中心に緩み領域が形成されている。これは解析領域の問題で、領域が大きくないため、底部からの地山のリバウンドの影響を受けていると考えられる。また、楕円型切羽と同様に、切羽前方への掘り込みが小さいので、オーバーハング状態になる部分が狭く、地山の崩落はみられなかった。



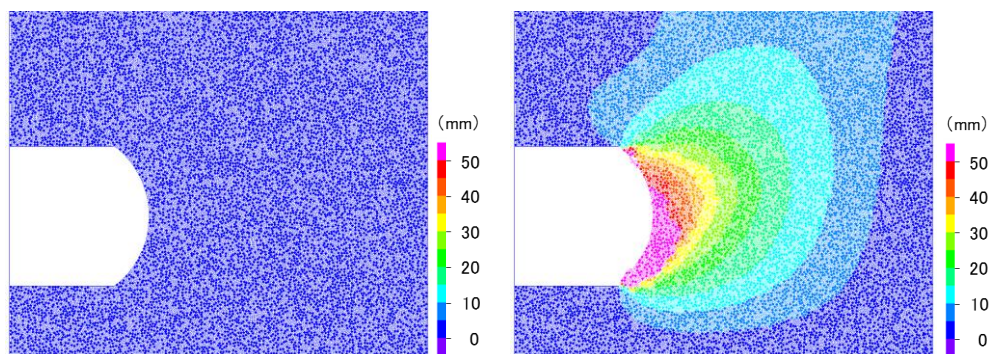
a) 直壁



b) 円

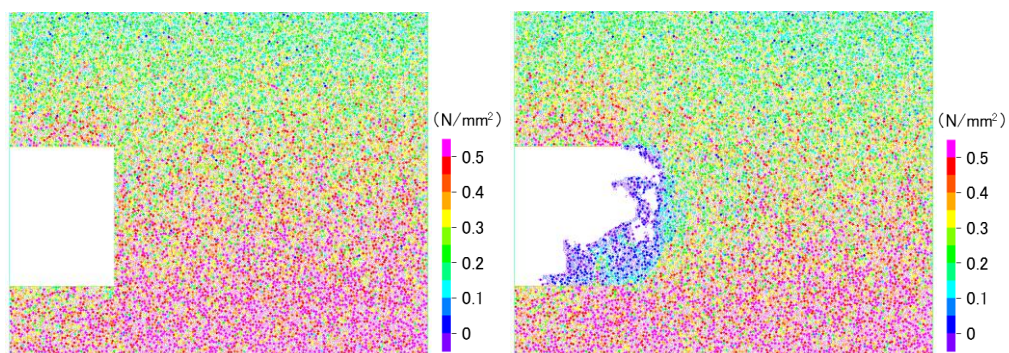


c) 楕円

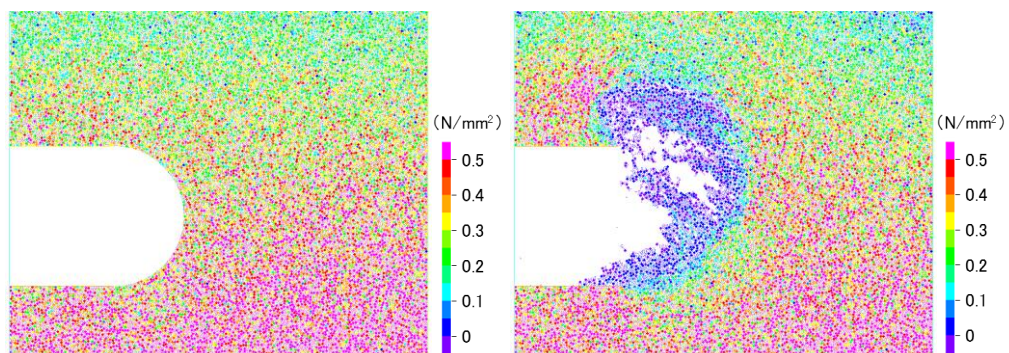


d) 円弧

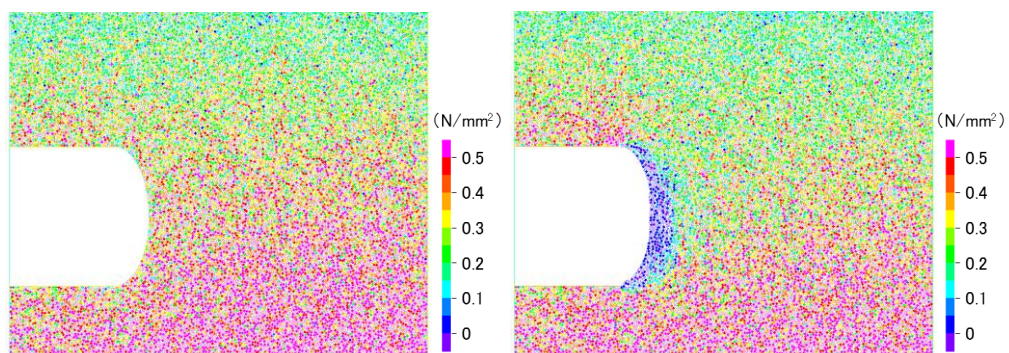
図 6.7 実規模の無支保モデル（地山等級 E） 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）



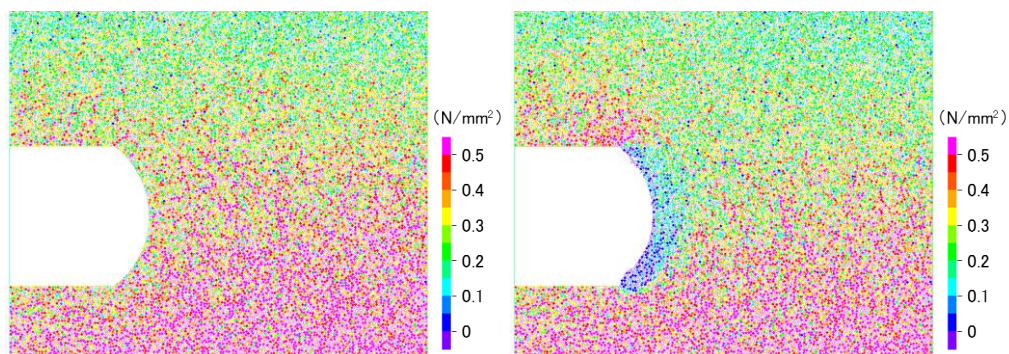
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 6.8 実規模の無支保モデル（地山等級 E） 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）

6.1.5 解析結果（E 地山より脆弱地山）

図 6.9 に全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽，円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す．変位図のカラースケールは最小値 0mm，最大値 50mm とした．なお，表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す．

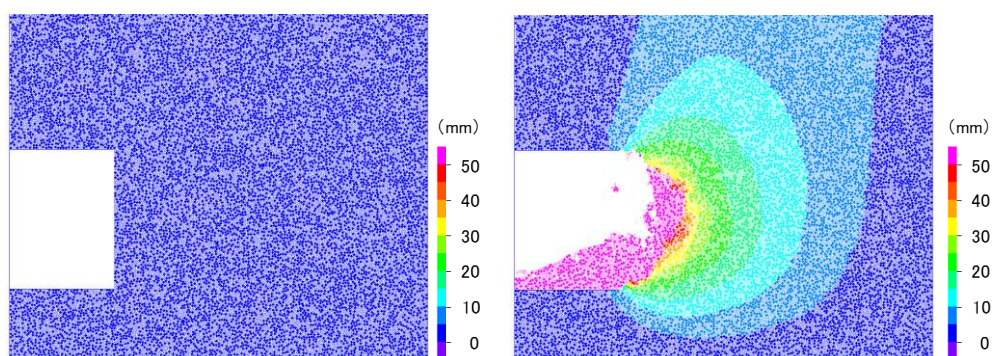
図 6.10 に全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽，円弧型切羽）の 4 ケースの接触圧図を示す．接触圧図は，地山の応力状態を示している．接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm²，最大値 0.5N/mm² とした．

直壁型切羽では，E 地山と同様に，初期は曲面状に地山が崩壊する．その後，地山上方部分がやや崩落するような挙動となった．E 地山と場合と比較して，より切羽前方まで緩み領域は進行し，崩壊領域は大きい．接触圧図でみる緩み領域は切羽前方奥側 0.4D まで広がるが，切羽の崩壊領域は切羽前方奥側 0.25D までで収まった．これは，緩み領域はアーチアクションの内側に位置するが，粘着力や引張強度によって限界状態で保持しているためと考えられる．切羽崩壊後の形状は，円型切羽のような形状となった．

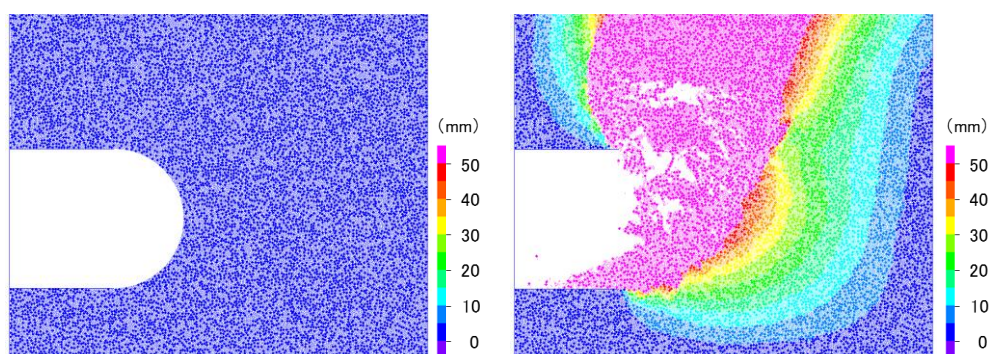
円型切羽では，切羽の掘り込みが大きいことで，切羽上部の地山の沈み込みによって変位が生じる．E 地山と同様に，地山に要素間粘着力 c_D ，要素間引張強度 σ_D を与えているが，地山の崩落に耐えることはできず，鉛直方向への変形は増加して，切羽が崩壊し，地表面まで崩落は進行する．接触圧図をみても，切羽直上に向けて緩み領域は進行していき，地山の崩壊領域はさらに進行する．

楕円型切羽では，楕円型中央から切羽前方奥側 0.2D まで地山は曲面状に崩壊する．緩み領域の外側は，アーチアクションにより地山は保たれる結果となった．初期状態の切羽の位置に違いはあるが，最終ステップ時は直壁型切羽より狭い範囲の緩み領域，崩壊範囲となった．切羽前方奥側 0.2D まで地山は緩み，直壁型切羽とは違い，緩み領域は全て崩落する．崩壊後の形状としては，楕円型切羽面からさらに奥側が崩壊するため，円型切羽の初期状態のような形状になる．

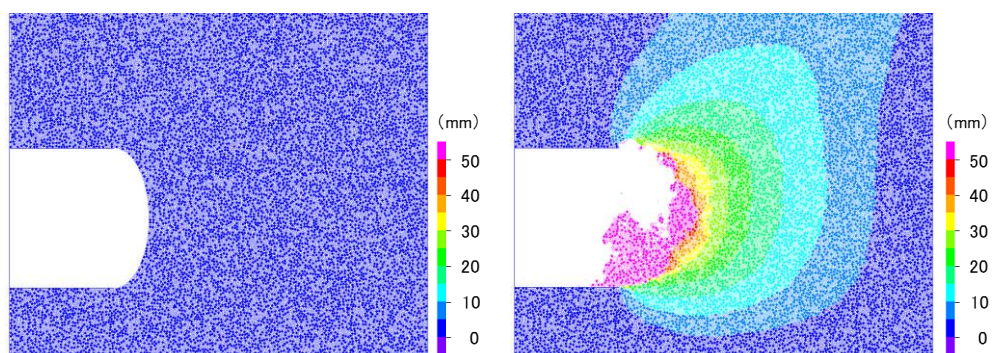
円弧型切羽では，E 地山より大きい範囲で変位は広がるが，切羽は崩壊していない．しかし，天端部にある線要素と切羽の境目で少量の崩落はみられたため，地山に緩み領域が発生しているものと考えられる．そこで接触圧図をみると，E 地山と同程度の緩み領域は形成されていることが確認できるが，切羽は崩壊していないため地山のアーチアクションによって切羽の安定は保たれていると考えられる．



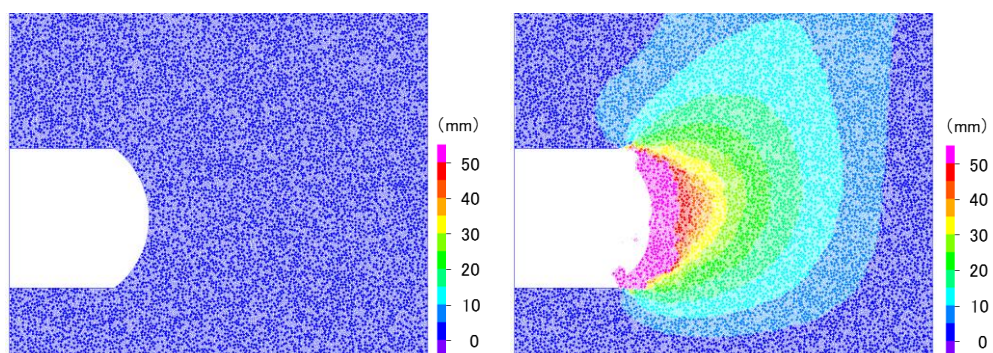
a) 直壁



b) 円

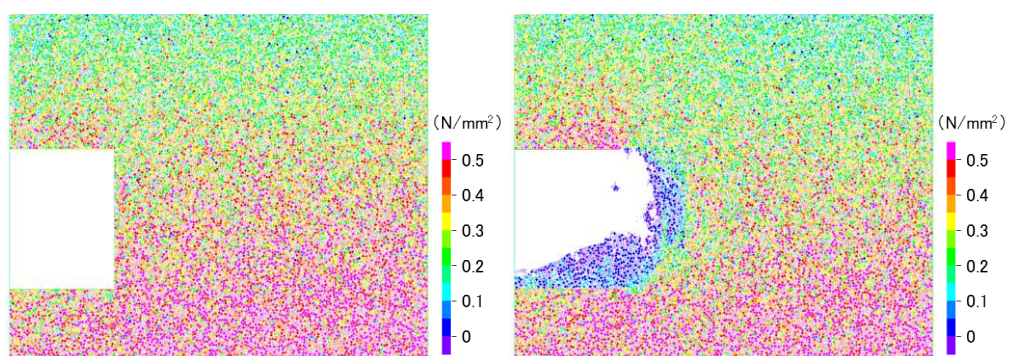


c) 楕円

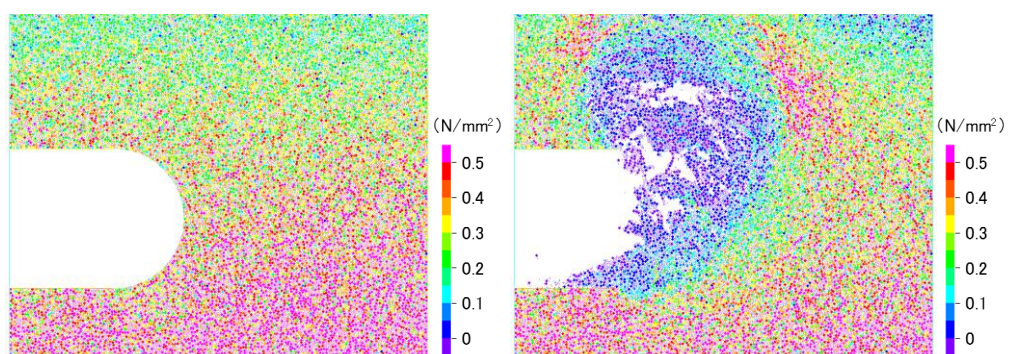


d) 円弧

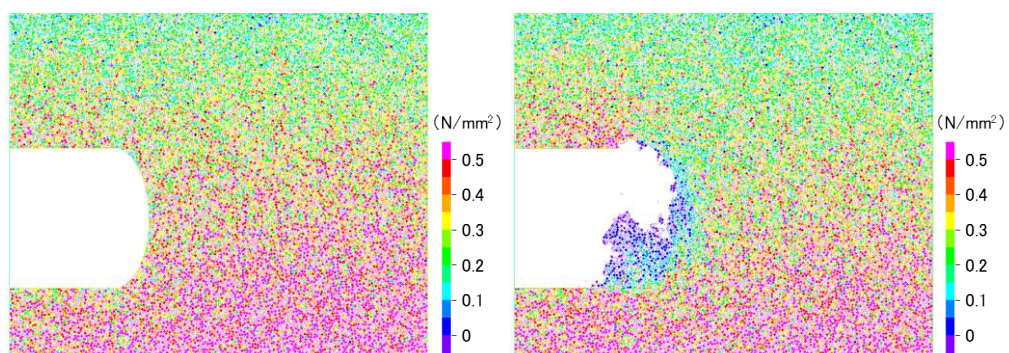
図 6.9 実規模の無支保モデル（地山等級 E より脆弱地山） 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）



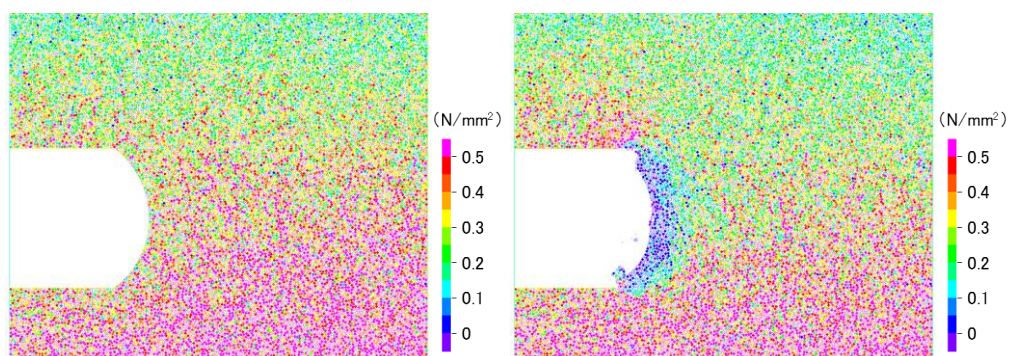
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 6.10 実規模の無支保モデル（地山等級 E より脆弱地山） 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）

6.1.6 実規模における無支保モデルのまとめ

DEM 解析の結果に基づいて，全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽）の無支保時の変位について比較し，切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検討を行う．

表 6.5 に各切羽形状における無支保時の切羽安定状態と地山の緩み領域についてまとめた．これをみると，各切羽形状で地山等級が下がるほど切羽の安定状態は悪くなり，地山の緩み領域も大きくなっていくことが共通点である．

表 6.5 実規模における無支保モデルの切羽安定状態と地山の緩み領域

	直壁		円	
	安定	緩み領域	安定	緩み領域
DⅡ地山	○	0.1D	○	なし
E地山	× (0.25D)	0.25D	×	地表面まで
E地山より弱	× (0.25D)	0.4D	×	地表面まで

	楕円		円弧	
	安定	緩み領域	安定	緩み領域
DⅡ地山	○	なし	○	なし
E地山	○	0.15D	○	0.1D 未満
E地山より弱	× (0.2D)	0.2D	△ (天端のみ)	0.1D

○：安定，×：崩壊，（）内：崩壊範囲．数字は切羽からの距離を示す．

DⅡ地山における解析では、他と比較して地山の耐力が大きいため、地山のアーチアクションが強く、各切羽形状で地山の安定は保たれた。しかし、直壁型切羽では切羽面に緩み範囲が存在し、アーチアクション内側の応力解放域部分を確認することができる(図 6.11)。また、円型切羽の崩壊糧を示す。図 6.10 b) 右図においてこの現象は顕著にみられ、切羽直上に向かって進行する緩み領域の外側には、大きい値の接触圧の帯が形成されており、この部分がアーチアクションを表している。

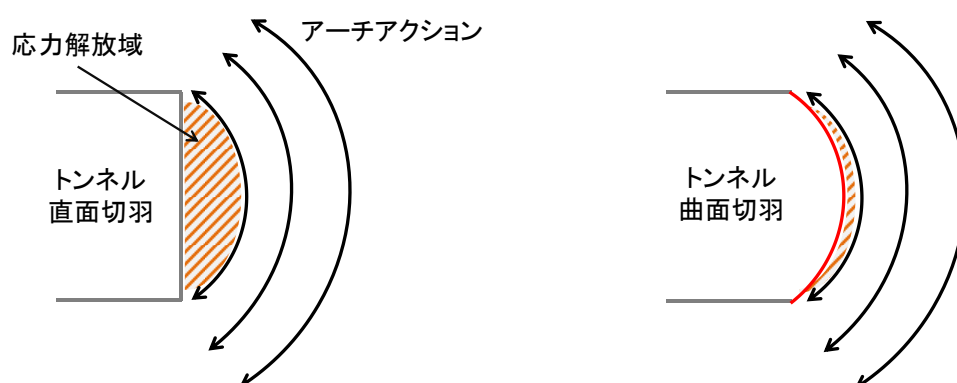


図 6.11 切羽前方に発生するアーチアクション

E 地山における解析では、直壁型、円型切羽で地山は崩壊した。直壁型切羽では、応力解放域がそのまま崩落する形となった。DⅡ地山と比較して、地山の耐力は弱いため、アーチアクションを弱まり、円型切羽では地山の崩落に耐えることができなかった。その一方で、楕円型、円弧型切羽では、切羽面に緩み領域は発生しているが、アーチアクション内側の応力解放域の大部分を初期状態で掘削していることになるので、切羽は崩壊しなかった。円型切羽は、応力解放域に加えてさらに奥側の地山も掘削している状態であったために、アーチアクションがうまく作用しなかったと考えられる。また、直壁型切羽では、切羽面の地山崩落後、楕円型、円弧型切羽のような形状となって、その後の地山は安定した。E 地山よりさらに脆弱な地山における解析では、直壁型、円型切羽は E 地山時と同様に切羽は崩壊した。また、2 形状に加えて楕円型切羽でも切羽は崩壊した。これはアーチアクションが弱まったことによって、E 地山時にもでていた地山の緩み領域部分が崩壊したと考えられる。円弧型切羽では、天端部にある線要素と切羽面の境目での数要素で形成される地山の崩落もみられ、切羽面に緩み領域も確認できるが、地山に形成されているアーチアクションに沿った形で切羽面があるため、切羽は崩壊せず、安定したまま保たれたと考えられる(図 6.12)。

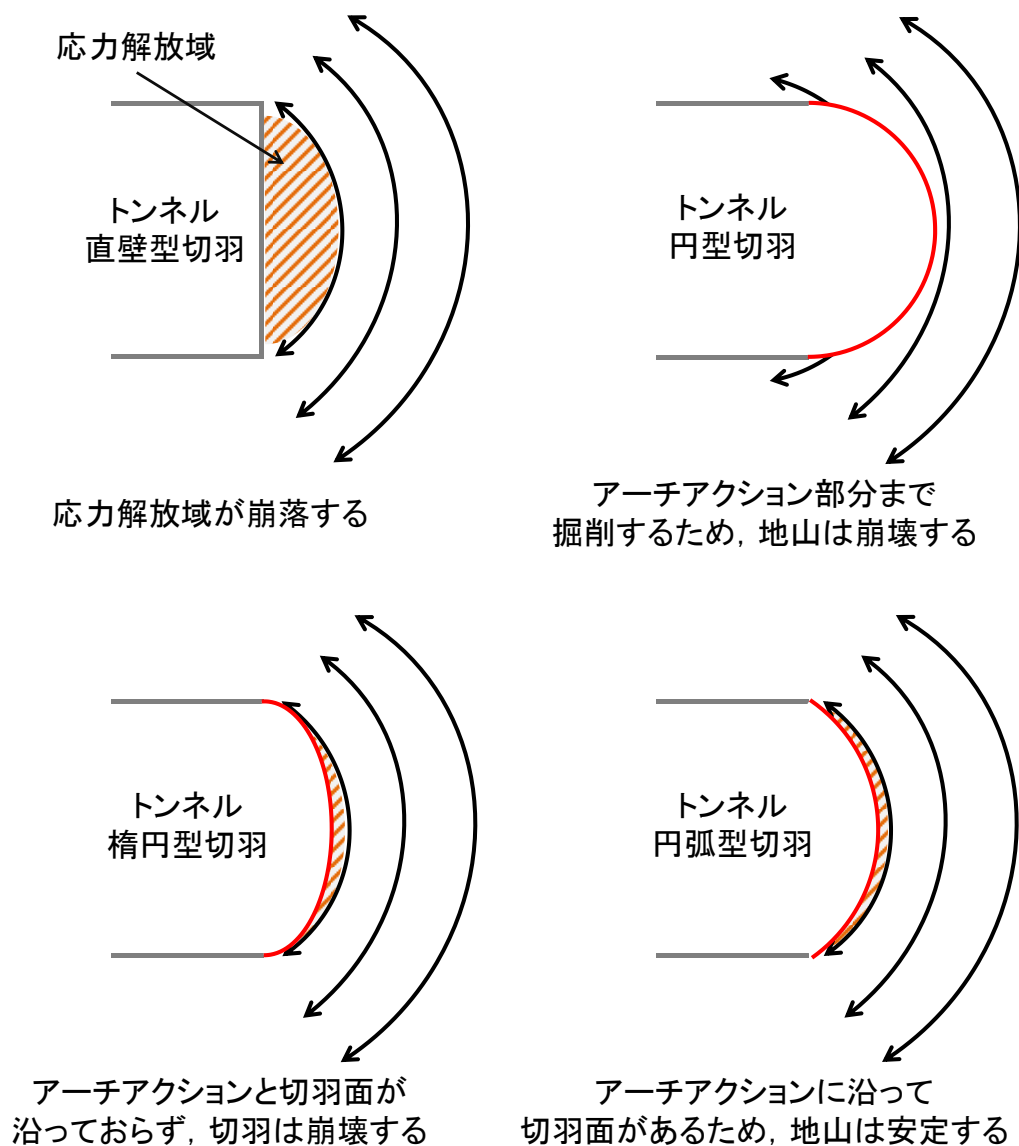


図 6.12 各切羽形状における地山内状態の考察

無支保時の変形の観点から判断すると、切羽形状の安定性は円弧型切羽＞楕円型切羽＞直壁型切羽＞円型切羽であった。E 地山、E 地山より脆弱な地山では、直壁型、円型切羽の両方とも地山は崩壊したが、円型切羽の方が崩壊範囲が広く、切羽直上に向けて進行してしまうため、応力解放域のみ崩壊する直壁型切羽と比較して、円型切羽の安定性は低いと判断した。

6.2 実規模における鏡吹付けモデルのDEM解析

本節では、低強度地山を対象とした実際の施工において、切羽面に鏡吹付け港を模擬したモデルを配置した場合の崩壊挙動を確認し、切羽形状ごとの安定性を得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。

6.2.1 解析モデル

解析モデルは図 6.13 のように前節と同様に一般的なトンネル寸法を考慮した。鏡吹付け円要素径は要素間に分布ばねを有する要素径の 200mm と設定した。鏡吹付けコンクリートの厚さは一般的には 30mm～50mm である。しかし、トンネル掘削を一時休止する際、鏡吹付けコンクリートの厚さを 100mm～200mm に設定する場合がある。そこで今回の解析では、鏡吹付けコンクリートを施工する上で、最大厚さとなる 200mm にした。200mm にすることで、地山と鏡吹付けモデルとの間が充填されることも要因として挙げられる。解析で用いる切羽形状は前節と同様に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）とする（図 6.2）。表 6.6 には DII 地山における鏡吹付けモデルの DEM 解析に用いる物性値、表 6.7 には E 地山における鏡吹付けモデルの DEM 解析に用いる物性値を示す。地山円要素と地山円要素間、地山円要素と境界線要素間、地山円要素と鏡吹付け円要素間の解析物性値は地山円要素の解析物性値、鏡吹付け円要素と鏡吹付け円要素間、鏡吹付け円要素と境界線

要素間は鏡吹付け円要素の解析物性値と同じである。鏡吹付けコンクリートモデルの物性値は、若材齢時の吹付けコンクリートの物性値を使用した。材齢 6 時間として、そこから強度を算出した。鏡吹付けモデルは規則配列のため、実際の物性値をそのまま使用した。実施工における初期高強度吹付けコンクリートと仮定し、その物性値を表 6.8 に示す。また、吹付けコンクリートの材齢と圧縮強度の関係を図 6.14 に示す。土被り 2D を再現するため、無支保時と同様に上載荷重要素を領域上部に加えた（図 6.3、表 6.4）

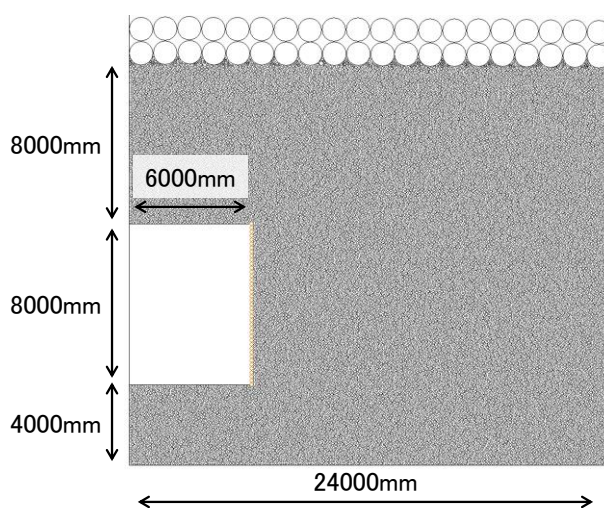


図 6.13 実規模 解析モデル（鏡吹付けモデル）

表 6.6 実規模の鏡吹付けモデルにおける解析物性値 (D II 地山)

	記号	単位	地山円要素	境界線要素	鏡吹付け円要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	300	300	1000
反発係数	e		0	0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25	0.25
要素間粘着力 (初期)	c_D	N/mm ²	0.6	0	0.6
要素間摩擦角 (初期)	φ_D	°	50	50	50
要素間引張強度 (初期)	σ_{tD}	N/mm ²	0.6	0	0.6
要素間粘着力 (再接触)	c_D	N/mm ²	0	0	0
要素間摩擦角 (再接触)	φ_D	°	50	50	50
要素間引張強度 (再接触)	σ_{tD}	N/mm ²	0	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}	2.30×10^{-5}
要素径		mm	$\varphi_1=75, \varphi_2=150$		$\varphi_3=200$
地山 重量混合比			$\varphi_1 : \varphi_2 = 3:2$		
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}		
計算ステップ数			1000000		
最終ステップ時の時間	τ	sec	10.0		

表 6.7 実規模の鏡吹付けモデルにおける解析物性値 (E 地山)

	記号	単位	地山円要素	境界線要素	鏡吹付け円要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm ²	95	95	1000
反発係数	e		0	0	0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25	0.25	0.25
要素間粘着力 (初期)	c_D	N/mm ²	0.3	0	0.6
要素間摩擦角 (初期)	φ_D	°	50	50	50
要素間引張強度 (初期)	σ_{tD}	N/mm ²	0.3	0	0.6
要素間粘着力 (再接触)	c_D	N/mm ²	0	0	0
要素間摩擦角 (再接触)	φ_D	°	50	50	50
要素間引張強度 (再接触)	σ_{tD}	N/mm ²	0	0	0
単位体積重量	γ	N/mm ³	2.10×10^{-5}	2.10×10^{-5}	2.30×10^{-5}
要素径		mm	$\varphi_1=75, \varphi_2=150$		$\varphi_3=200$
地山 重量混合比			$\varphi_1 : \varphi_2 = 3:2$		
ステップ毎の時間増分		sec	1.0×10^{-5}		
計算ステップ数			1000000		
最終ステップ時の時間	τ	sec	10.0		

表 6.8 吹付けコンクリートの若材齢時（材齢 6h）における物性値

	記号	単位	物性値
弾性係数（変形係数）	E	N/mm^2	1000
ポアソン比	ν		0.20
粘着力	c	N/mm^2	0.60
内部摩擦角	φ	$^{\circ}$	30
引張強度	σ_t	N/mm^2	0.60
単位体積重量	γ	N/mm^3	2.30×10^{-5}

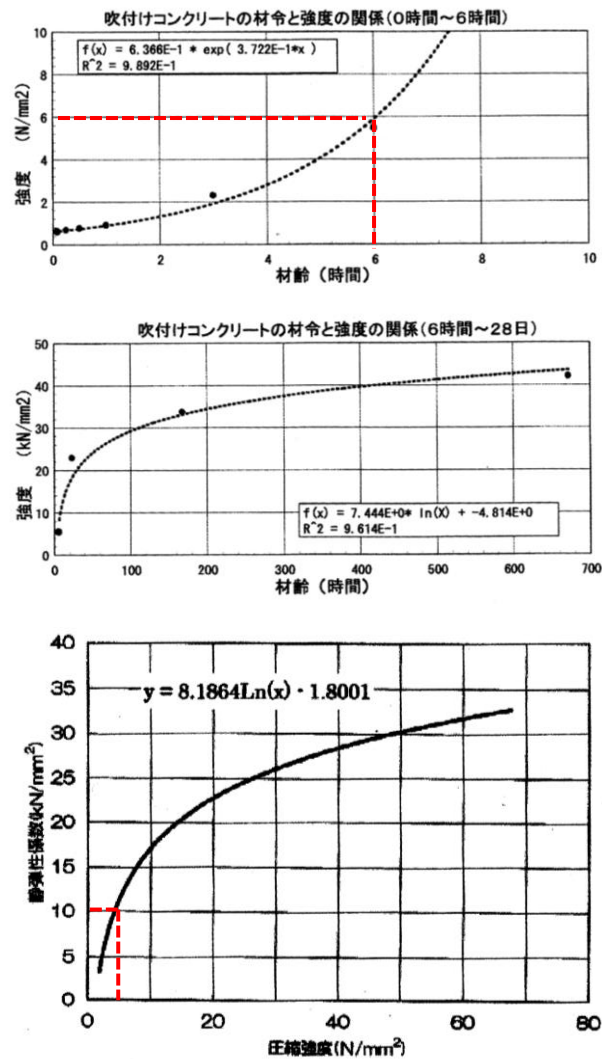


図 6.14 吹付けの材令と強度の関係，強度から静弾性係数への換算方法

6.2.2 解析方法

パッキングは模型実験寸法の底面摩擦場における無支保モデル同様の手順で行う（図 3.3）。しかし、このときに地山に与えるのは、3章時のような疑似重力（底面摩擦力）ではなく、重力を与え、パッキングを行う。

次に、切羽部となる地山の要素を消去し、切羽を作成する。その際、切羽面には鏡吹付けモデルとして鏡吹付け円要素を配置する。この段階では、鏡吹付け円要素は、変位を拘束し完全固定とし、トンネル内部への要素流出を防ぐ。つづいて、安定のために重力を与え、パッキング同様に地山の速度が収束したら次の作業に移る。

その後、土被りを調整し、重力を与えて地山の速度が収束させる。そして、上載荷重要素を配置し再び重力を与えて地山の速度を収束させる。最後に鏡吹付け円要素の変位を自由とし地山に重力を与えて地山挙動を解析する。この DEM 解析の流れを図 6.15 に示す。

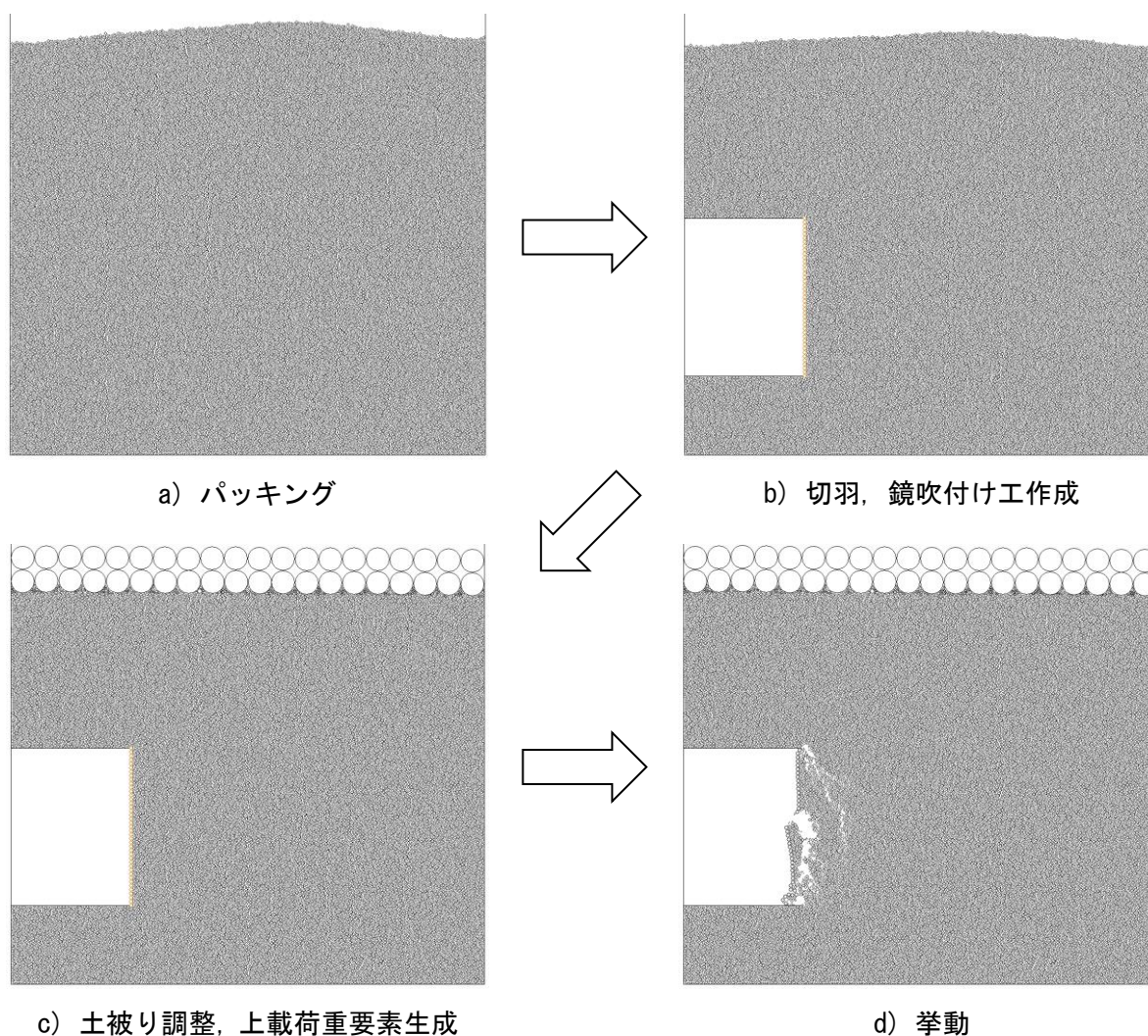


図 6.15 実規模 DEM 解析（鏡吹付けモデル）の流れ

6.2.3 解析結果 (DⅡ 地山)

図 6.16 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm，最大値 20mm とした。なお，表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す。

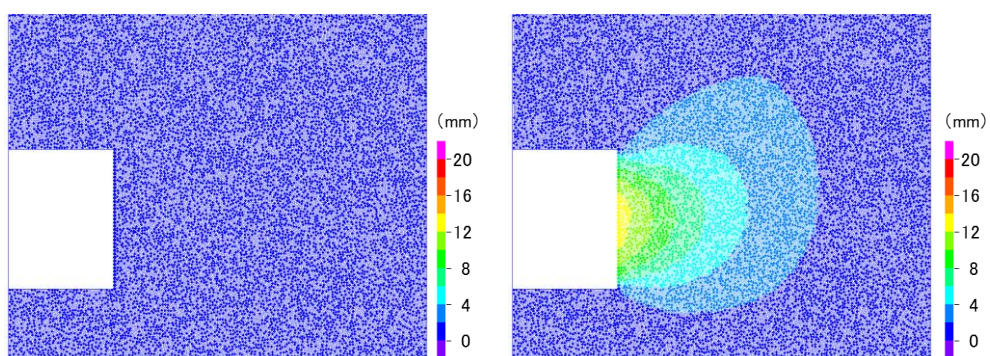
図 6.17 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの接触圧図を示す。接触圧図は，地山の応力状態を示している。接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm²，最大値 0.5N/mm² とした。

直壁型切羽では，切羽中央付近で切羽近傍地山が鏡吹付けを押し出すように変位する。また接触圧図をみると，変位が生じている中央付近で鏡吹付けに引張がでており，その背面の地山は接触圧が 0N/mm² 以下になっており，地山内の力が抜け，緩み領域が発生している。切羽面に変位は生じているが，地山を掘り込んでいないため，鉛直方向への変位は少なく，地山内は地表面に達するほどの変位は生じていない。最大切羽面変位量は，13.18mm となっている。

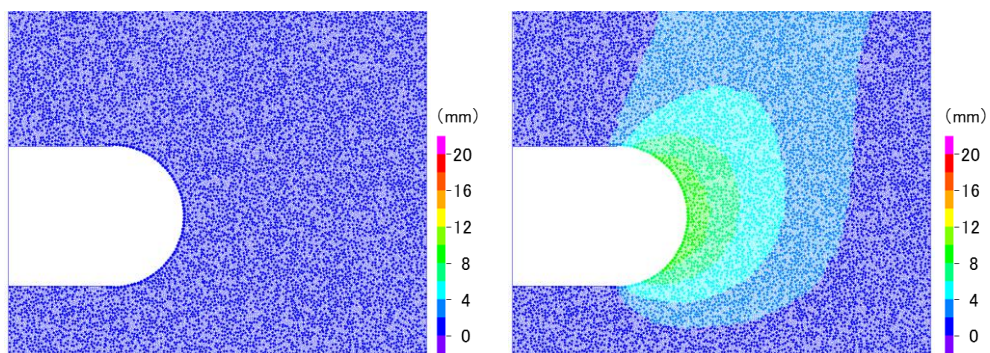
円型切羽では，鏡吹付けのアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ，直壁型切羽に比べ鏡吹付けモデルが機能していることがわかる。これは接触圧図をみても，鏡吹付けに大きな接触圧が作用しており，アーチ効果が確認できる。他の形状と比較して，切羽面の変位は最も小さく，最大切羽面変位量は 10.05mm である。オーバーハング状態になる部分が広いため，鉛直方向変位は大きく，地表面まで広い範囲で変位は進行する。

楕円型切羽では，円型切羽と同様に鏡吹付けモデルがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ，鏡吹付けモデルが機能していることがわかる。しかし，弱部となる中央付近で円型切羽より大きな変形が生じる。最大切羽面変位量は 12.95mm である。

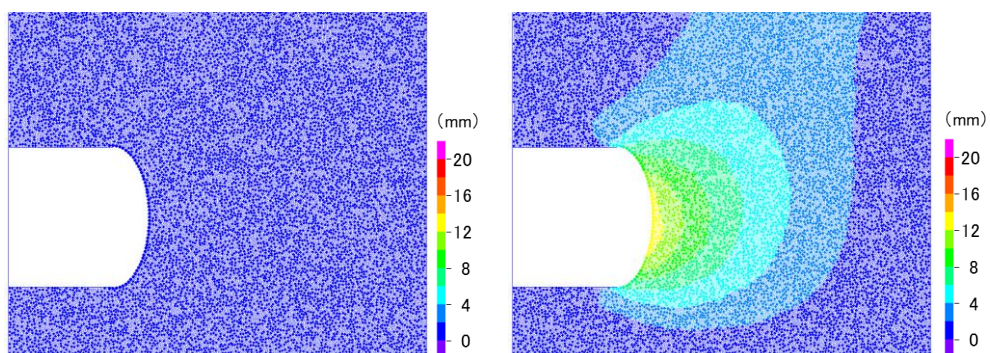
円弧型切羽では，円型切羽，楕円型切羽と同様に鏡吹付けモデルのアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ，鏡吹付けモデルが機能していることがわかる。しかし，円型切羽と比較して，曲率が小さいため，切羽面で大きな変位が生じる。その範囲は楕円型切羽より小さい。最大切羽面変位量は 12.47mm である。



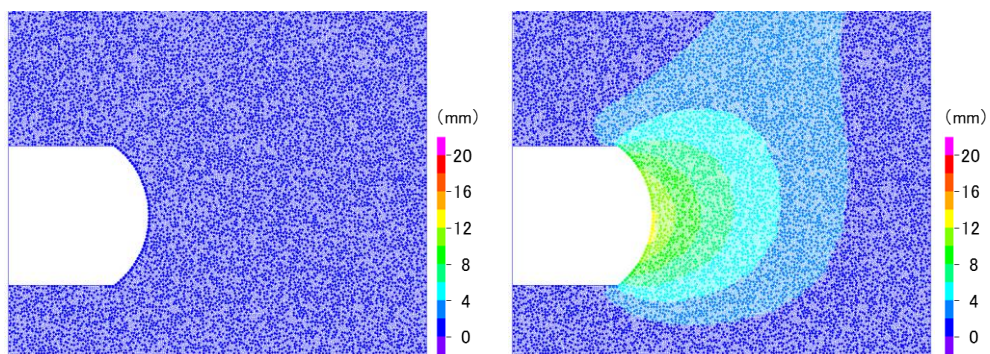
a) 直壁



b) 円

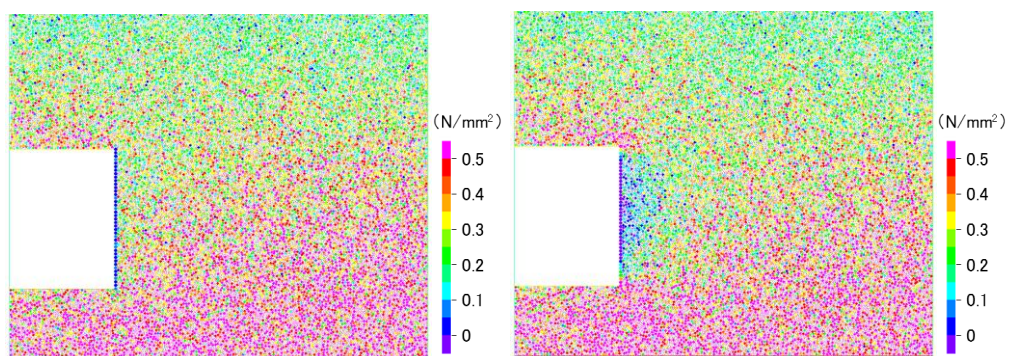


c) 楕円

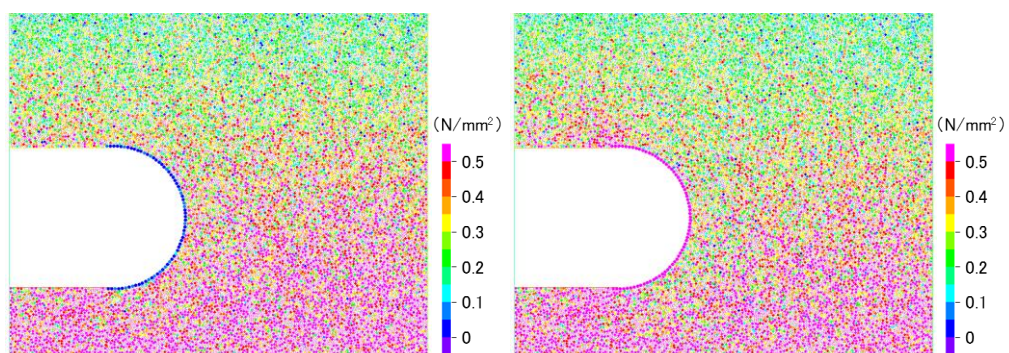


d) 円弧

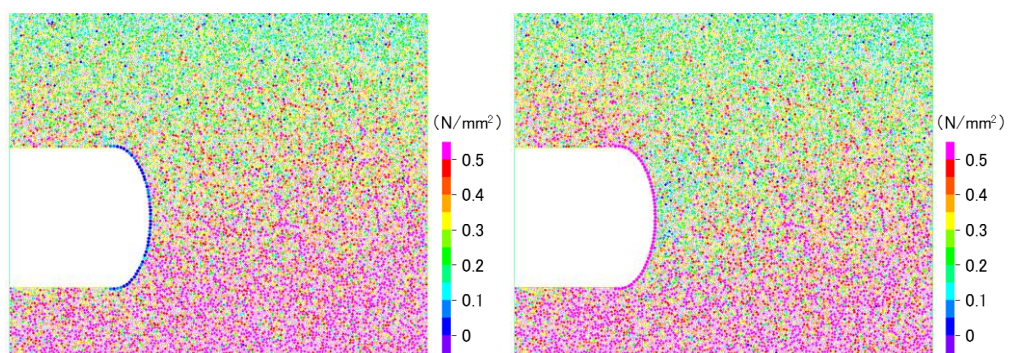
図 6.16 実規模の鏡吹付けモデル（地山等級 D II） 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）



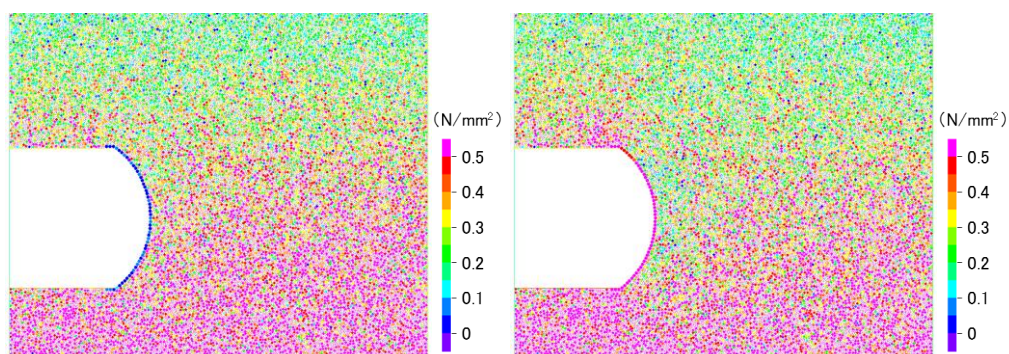
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 6.17 実規模の鏡吹付けモデル（地山等級 D II） 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）

6.2.4 解析結果 (E 地山)

図 6.18 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの変位図を示す。変位図のカラースケールは最小値 0mm、最大値 50mm とした。なお、表示の変位量は 0 ステップからの変位増分を示す。

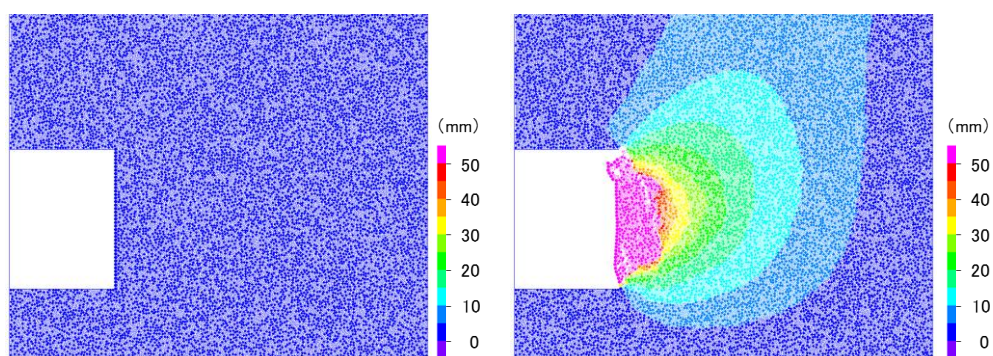
図 6.19 に全断面掘削工法である直壁型切羽、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の 4 ケースの接触圧図を示す。接触圧図は、地山の応力状態を示している。接触圧図のカラースケールは最小値 0N/mm²、最大値 0.5N/mm² とした。

直壁型切羽では、切羽中央付近で切羽近傍地山が鏡吹付けを押し出すように変位し、初期段階で鏡吹付けに引張が生じる。その後、鏡吹付けは引張に耐えることができず、引張破壊を起こす。接触圧図をみても、鏡吹付けの接触圧は 0N/mm² になっており、鏡吹付けが破壊されていることが確認できる。切羽は、天端部で鏡吹付けモデルと線要素が剥がれ、崩壊するような挙動となる。鏡吹付の背面には、緩み領域が形成されており、その領域は無支保時と同様に曲面状になっている。切羽が崩壊しているため、天端部付近で最大切羽面変位量は、1084.28mm となっている。

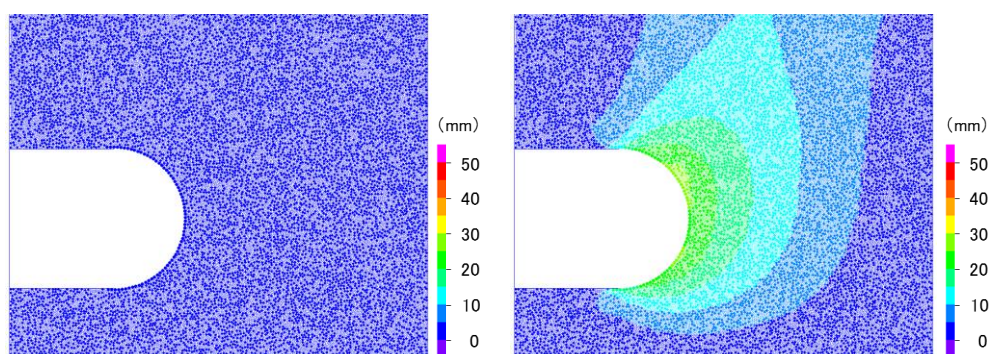
円型切羽では、鏡吹付けのアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ、切羽は安定したまま保持された。変位図をみると、切羽上半部を中心として変位が生じており、変位は地表面まで達する。他の形状と比較して、切羽面の変位は最も小さく、最大切羽面変位量は 27.42mm である。オーバーハング状態になる部分が広いため、鉛直方向変位は大きく、最大切羽面変位量の位置は切羽上半部となる。また、地表面まで広い範囲で変位が生じる。

楕円型切羽では、円型切羽と同様に鏡吹付けモデルがアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ、切羽は安定したまま保持された。しかし、弱部となる中央付近で円型切羽より大きな変形が生じる。最大切羽面変位量は 36.87mm である。変位は、切羽前方奥側に向けて進行していく。

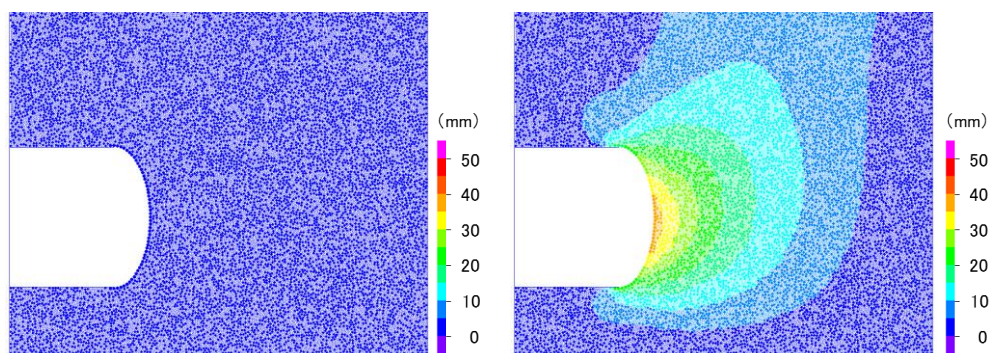
円弧型切羽では、円型切羽、楕円型切羽と同様に鏡吹付けモデルのアーチ効果による耐力で地山からの押し出しに耐えたと考えられ、切羽は安定したまま保持された。しかし、円型切羽と比較して、曲率が小さいため、切羽面で変位が生じる。その大きさ、範囲は楕円型切羽より小さくなっている。最大切羽面変位量は 32.31mm である。



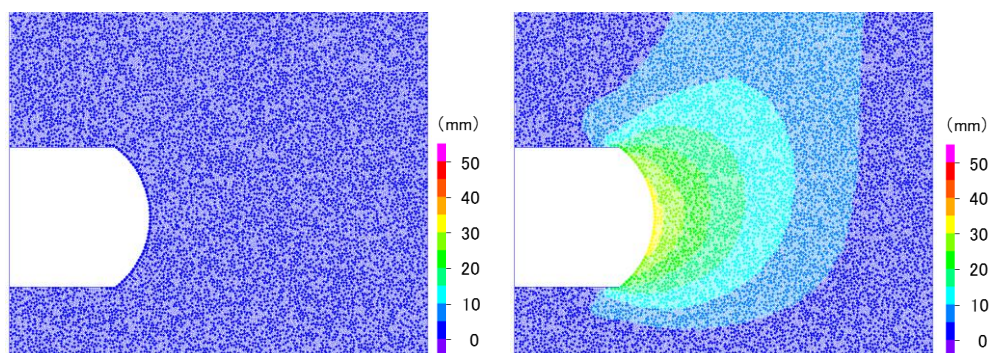
a) 直壁



b) 円

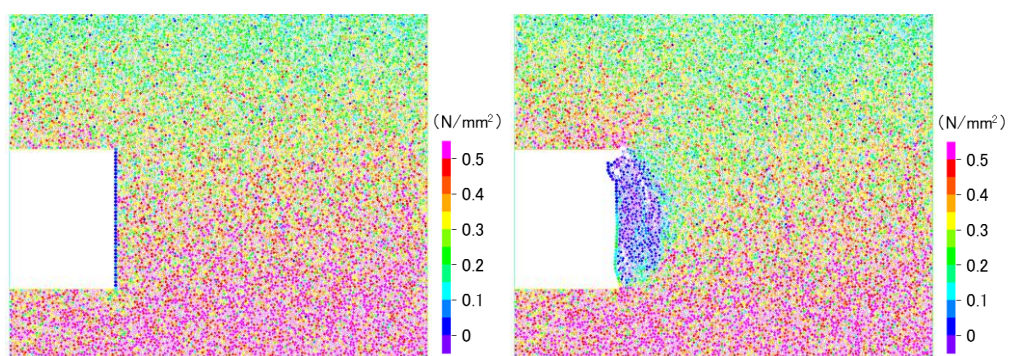


c) 楕円

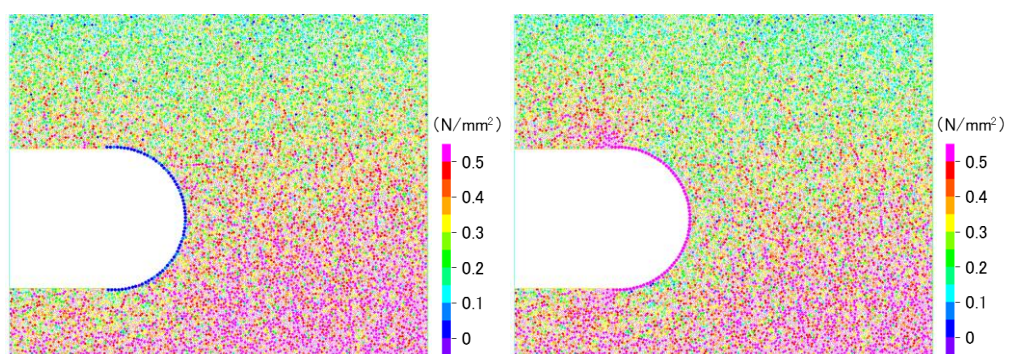


d) 円弧

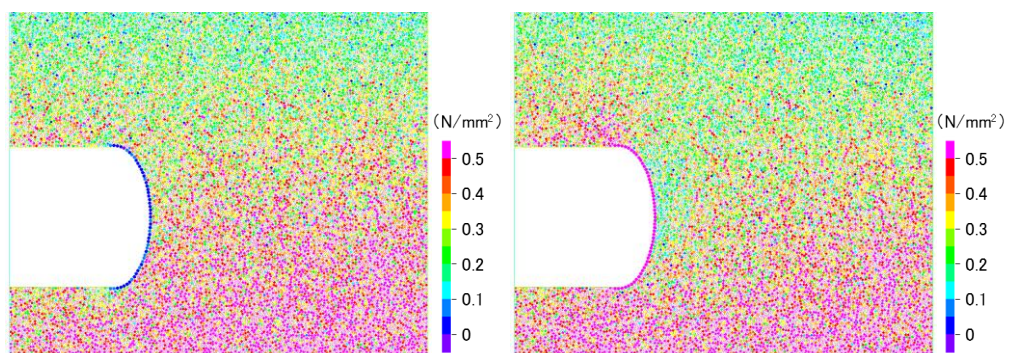
図 6.18 実規模の鏡吹付けモデル（地山等級 E） 変位図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）



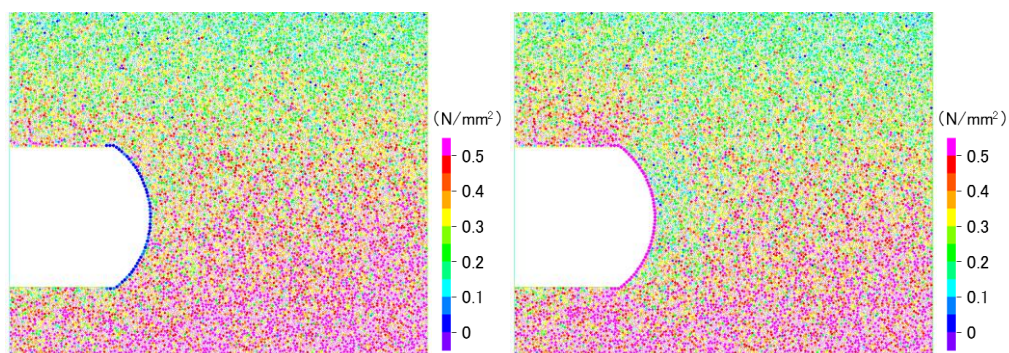
a) 直壁



b) 円



c) 楕円



d) 円弧

図 6.19 実規模の鏡吹付けモデル（地山等級 E） 接触圧図
左図：初期状態，右図：最終ステップ時（ $t=2.0\text{sec}$ ）

6.2.5 鏡吹付けモデルに作用する応力

DⅡ地山, E地山において鏡吹付けモデルに接触圧が作用し, 鏡吹付けのアーチ効果により曲面切羽は保持されることがわかった. そこで, 鏡吹付けモデルに着目して, どの程度の力が作用しているか確認し, 鏡吹付けの安定性を評価した. 図 6.20 に DⅡ地山における鏡吹付けモデルの接触圧図, 図 6.21 に E地山における鏡吹付けモデルの接触圧図を示す.

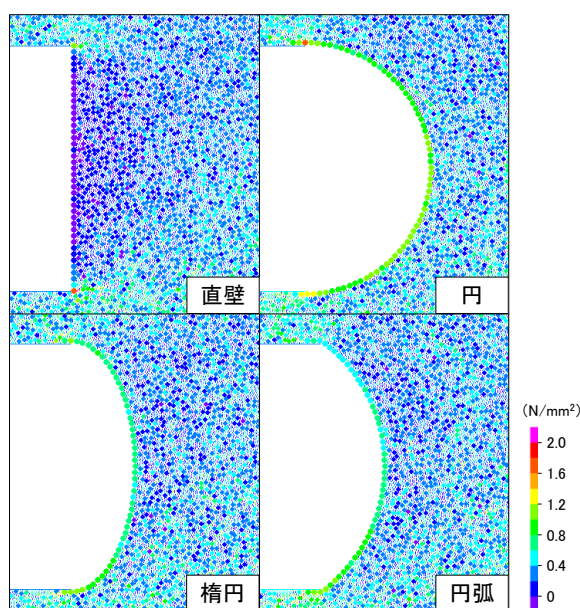


図 6.20 鏡吹付けに作用する接触圧
地山等級 DⅡ

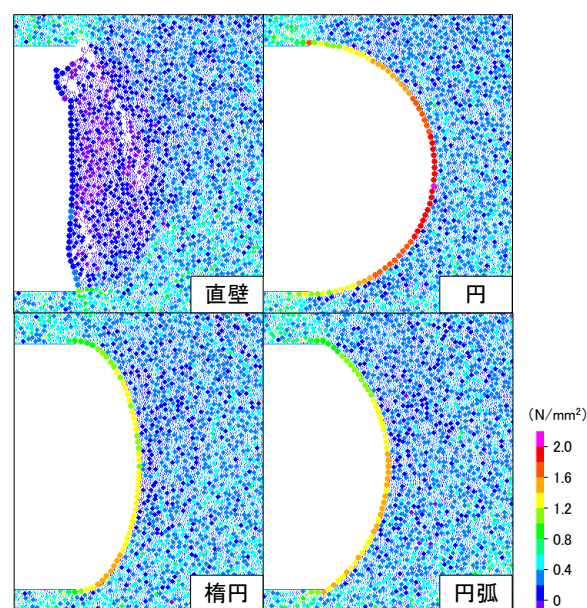


図 6.21 鏡吹付けに作用する接触圧
地山等級 E

直壁型切羽では, DⅡ地山において鏡吹付けに引張が生じた. しかし, その引張強さはおよそ 0.1 N/mm^2 程度であり, 鏡吹付けモデルの引張強度は 0.6 N/mm^2 であるため, モデルを破壊するまで至らなかった. E地山では地山の強度が弱くなったことにより, 地山の変形が大きくなる. そのため, 鏡吹付けに大きな力が作用し, 鏡吹付けが引張破壊する. 図 6.21 では引張破壊後の状態であるため, 鏡吹付けに作用している接触圧は 0 N/mm^2 となっている.

円型切羽は, DⅡ, E地山の両方において最も接触圧が作用した. 円型切羽では, 切羽前方に大きく掘り込んでいるため, 地山からの押し出しを大きく受ける. そのため, 最も掘り込んでいる位置にある中央付近で大きな接触圧が作用する. 一般的に掘り込みが大きいということは, 切羽上部においては鉛直方向荷重の影響を受けるが, 今回の解析モデルでは土被りが大きくないため, 大きな影響はなかった.

楕円型切羽では、掘り込みが大きくないため、大きな接触圧は作用しなかった。また、接触圧の大きさは、弱部となる中央付近ではなく、切羽下部で最も大きくなった。これは、解析領域が狭いことにより、領域底部からの地山のリバウンドの影響を受けているためと考えられる。

円弧型切羽は、楕円型切羽と同様に、掘り込みが大きくないため、大きな接触圧は作用しなかった。また、地山のリバウンドの影響で、切羽上半部よりも切羽下半部での接触圧の方が大きくなった。水平方向への押し出しと曲率が小さいことにより、切羽中央部で大きな接触圧が作用した。

曲面切羽に作用している圧縮応力の大きさは、DⅡ地山で 1.0 N/mm^2 程度、E 地山で 1.5 N/mm^2 程度であり、圧ぎを起こす強さではない。鏡吹付けが軸圧縮で保たれていることで、切羽面は安定したまま保持される結果となった

6.2.6 実規模における鏡吹付けモデルのまとめ

DEM 解析の結果に基づいて，全断面掘削工法である直壁型切羽，曲面切羽（円型切羽，楕円型切羽）の鏡吹付けコンクリートを模擬したモデルを施した場合の変位について比較し，切羽形状の違いによる切羽の安定性に関する検討を行う．

表 6.9 に各切羽形状における鏡吹付けコンクリートモデルを施した場合の切羽安定状態と鏡吹付けの状態についてまとめた．鏡吹付けの応力状態は，同一地山等級での切羽形状ごとの比較を示す．また，図 6.22 に DⅡ地山における各切羽形状の切羽面変位，図 6.23 に E 地山における各切羽形状の切羽面変位を示す．E 地山における直壁型切羽は鏡面が破壊されて，大きい変位が生じているため，グラフでは省略している．

表 6.9 実規模における鏡吹付けモデルの切羽安定状態と鏡吹付けの状態

	直壁		円	
	安定	鏡吹付けの 応力状態	安定	鏡吹付けの 応力状態
DⅡ地山	○（13.18mm）	引張	○（10.05mm）	圧縮⊕
E 地山	×（1084.28mm）	引張破壊	○（27.42mm）	圧縮⊕

	楕円		円弧	
	安定	鏡吹付けの 応力状態	安定	鏡吹付けの 応力状態
DⅡ地山	○（12.95mm）	圧縮⊕	○（12.47mm）	圧縮⊖
E 地山	○（36.87mm）	圧縮⊕	○（32.31mm）	圧縮⊕

○：安定，×：崩壊，（ ）内：最大切羽面変位量．

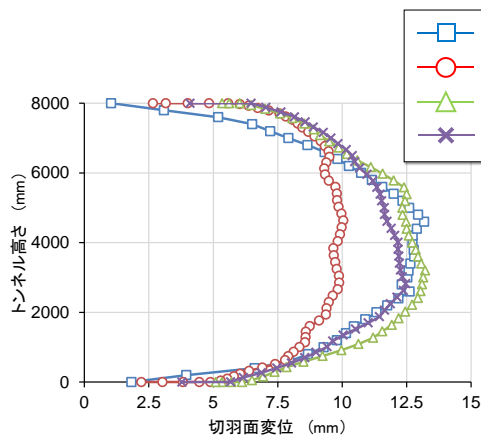


図 6.22 各切羽形状における切羽面変位
地山等級 DII

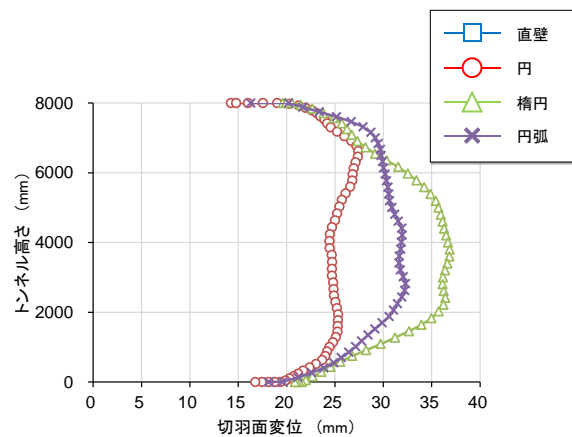


図 6.23 各切羽形状における切羽面変位
地山等級 E

直壁型切羽では、鏡吹付けに引張が作用する。特に E 地山では地山自体の耐力が弱く、地山が変形しやすい状態にあるため、鏡吹付けに大きな力が作用し、鏡吹付けモデルは破壊された。今回の解析モデルでは、土被りが 2D と小土被りであるため、水平方向への変形が卓越する。そのため、切羽面と直角方向に対して変形が生じ、鏡吹付けにせん断力が作用する。そのせん断力が影響して引張破壊が発生した。

円型切羽では、鏡吹付けのアーチ効果により切羽は安定したまま保持された。円型切羽では切羽前方奥側に大きく掘り込んでいるため地山の押し出しの影響を受け、鏡吹付けに大きな力が作用した。しかし、圧ぎを起こす大きさではなく、軸圧縮により切羽は安定したまま保持された。DII 地山での切羽面変位は最も小さくなった。円型切羽は切羽断面と覆工を表している線要素とがなめらかに閉合されていることが要因と考えられる。しかし、E 地山での切羽面変位をみると、水平方向への押し出しを大きく受ける中央付近より切羽上部の変位の方が大きくなっている。これは掘り込みが大きいことによってオーバーハング状態部分が広く、鉛直方向への変形の影響を受けたと考えられる。自立性の弱い地山や今回のモデルより土被りが大きい地山での掘削では、鉛直方向変位の影響をより受けやすいと考えられる。

楕円型切羽では円型切羽と同様に、鏡吹付けのアーチ効果により切羽は安定したまま保持された。鏡吹付けの応力は、軸圧縮であり、円型切羽と比較して均等な力が作用しているため、局所的な破壊を起こしにくいと考えられる。鏡吹付けのアーチ効果は確認できたが、DII 地山での切羽面変位は直壁型切羽と差はなかった。弱部となる中央付近で変形が大きく生じたため、変位の観点では曲面切羽の優位性はみられなかった。また、曲面切羽（円型切羽、楕円型切羽、円弧型切羽）の中では、最も変形が大きく生じた。

円弧型切羽は、円型切羽、楕円型切羽と同様に、鏡吹付けのアーチ効果により切羽は安定したまま保持された。また、楕円型切羽と同様に鏡吹付けにほぼ均等な力が作用した。楕円型切羽と比較して大きな差はないが、鏡吹付けに作用する応力は最も小さかった。これは、オーバーハング状態になる部分が狭いことで力が小さく、曲率が一定であることで鏡吹付け全面に力が分配されたと考えられる。

鏡吹付を施した場合の切羽形状の安定性は、円型切羽＞円弧型切羽＞楕円型切羽＞直壁型切羽であった。今回のモデルでは、土被り 2D と小土被り地山であるため、切羽面の安定性は水平方向への変形の影響が卓越する。しかし、土被りがより大きい地山では鉛直方向への変形の影響がより大きくなるため、円型切羽のようなオーバーハング部が大きい切羽形状の安定性は低下すると考えられる。また、3 章や 4 章で解析した未固結粒状体地山では、楕円型、円弧型切羽とで切羽面の安定性は異なっていた。今回の解析モデルで用いた実際の地山は粘着力や引張強度があるため、ある程度地山自身で安定する。そのため、楕円型、円弧型切羽のような掘り込み距離は同じだが形状は異なっている切羽同士の差異はあまり生じなかった。

6.3 実規模における DEM 解析のまとめ

本章では、低強度地山を対象とした重力場にある実際の施工を考慮した実規模寸法における DEM 解析を行い、無支保モデル、鏡吹付けモデルについて各切羽形状の安定性を検討してきた。これらから得られた知見を以下にまとめる。

無支保モデルでは、

- ✓ 直壁型切羽では、アーチアクション内側の応力解放域が崩壊し、崩壊後の地山の形状は曲面状に形成される。
- ✓ 自立性の高い地山では円型切羽は安定するが、地山の自立性が低くなると、掘り込みが大きいことで、切羽は崩壊する。
- ✓ 楕円型切羽、円弧型切羽ではオーバーハングの範囲が狭いことで、高い安定性を示す。特に円弧型切羽では、地山のアーチアクションに沿って切羽面があるため、安定性は高い。

無支保モデルにおける切羽安定性の優劣は、

円弧型切羽 > 楕円型切羽 > 直壁型切羽 > 円型切羽

である。

鏡吹付けモデルでは、

- ✓ 直壁型切羽では、鏡吹付けに引張応力が作用し、切羽背面には緩み領域が形成される。また、その形状は無支保モデルと同様に、曲面状に形成される。
- ✓ 円型切羽では、断面が滑らかに閉合され、曲率が一定であることで高い安定性を示す。
- ✓ 楕円型切羽、円弧型切羽では、形状は異なるが、掘り込み距離は同じであるため、挙動に差異はあまり生じない。
- ✓ 円弧型切羽では、オーバーハングになる範囲が狭いことで鏡吹付けに作用する力が小さく、曲率が一定であることで鏡吹付け全面に力が分配される。

鏡吹付けモデルにおける切羽安定性の優劣は、

円型切羽 > 円弧型切羽 > 楕円型切羽 > 直壁型切羽

である。

無支保モデル，鏡吹付けモデルの結果を踏まえて，切羽安定性に優劣を評価すると，

円弧型切羽＞楕円型切羽＞円型切羽＞直壁型切羽

と考える．円型切羽は，鏡吹付け工を施した場合，高い安定性を示すが，無支保時では掘り込みが大きいことによって切羽直上の地山から崩壊し始めるため，実施工において鏡吹付け工を施す前に，切羽は崩壊してしまう．その一方で，楕円型，円弧型切羽は無支保時においても自立性は高く，鏡吹付けを施した場合でも高い安定性を示した．特に，円弧型切羽では，無支保時では地山のアーチアクションに沿って切羽面があるため，高い安定性を示し，鏡吹付けを施した場合でもオーバーハングになる範囲が狭いことで鏡吹付けに作用する力が小さく，曲率が一定であることで鏡吹付け全面に力が分配されることで高い安定性を示した．

第 7 章 結論

本研究では、解析手法として DEM を選択し、現実には実験ができない重力場での実規模の切羽安定性を確認するために、模型実験寸法での底面摩擦場から重力場への変更を介して、実規模の DEM による数値解析を目指した。さらに、模型実験寸法から現実の施工を考慮した寸法への領域拡張を行い、低強度地山を対象とした実際の施工における切羽崩壊挙動を確認し、切羽形状ごとの安定性を検討した。

各章の内容は以下の通りである。

第 1 章では、本研究の背景と目的を示した他に、本研究の経緯に関してまとめ、本論文の全体構成を示した。

第 2 章では、研究手法として用いた個別要素法 (DEM) による解析について、その概要と解析手順を示し、本研究で用いた定式化についてまとめた。

第 3 章では、底面摩擦場における模型実験寸法の DEM 解析結果について示し、得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。

第 4 章では、現実には実験できない重力場での実規模の切羽挙動を確認するために、まず模型実験寸法での底面摩擦場から重力場に変更し、得られた結果を切羽形状毎に考察とともにまとめた。また、底面摩擦場と重力場解析の結果比較をし、その違いをまとめた。

第 5 章では、現実の地盤における地山物性値を解析に反映させるための三軸圧縮試験について示し、得られた結果をまとめ、その結果に基づいた解析物性値を決定した。

第 6 章では、第 5 章で得られた解析物性値を反映し、現実の施工を考慮した実規模の寸法への領域拡張を行い、切羽崩壊挙動を DEM 解析によって求め、その結果から各切羽形状における切羽安定性の評価を行った。

以上より、第 3 章と第 4 章の結果から、底面摩擦場解析と重力場解析結果の違いについて示し、底面摩擦場における実験と解析結果の捉え方を示した。第 6 章の結果より、現実の施工における曲面切羽の適用条件を提案する。また、今後の課題についても述べる。

7.1 底面摩擦場解析と重力場解析の違いと評価方法

底面摩擦場では、疑似重力となる底面摩擦力を一つ一つの要素に同じ大きさで作用させるので、要素同士が塊となって動く傾向がある。加えて、底面摩擦場では疑似重力方向以外の運動に対して抑止力が働くので、鉛直方向成分が卓越する。その一方、重力場では要素同士が接触を繰り返しながら、個々に落下運動をし、なおかつ底面摩擦場のような抑止力が生じないため、水平方向成分が大きくなる結果となった。また、水平方向への抑止力がなくなることによって、地山内変位の進行方向も変化し底面摩擦場と比較してより切羽前方奥側に向けて進行した。これが要因となり、底面摩擦場では円弧型切羽が最も安定性の高い形状であったが、重力場ではどの形状も一長一短があり、切羽安定性の優劣を明確に判断できなかった。今回のモデルでは、小土被りであり水平方向への変形が卓越するため、円型切羽のような切羽前方への掘り込みが大きい形状でも、鉛直方向への変形が小さいことで、掘り込みの影響が小さくなったと考えられる。

地山全体の変位をマクロに捉えると同程度変形量になるが、要素一つ一つの動きに着目すると、その運動は大きく異なる。より正確な挙動を再現したい場合は、本研究のような小土被りでの底面摩擦場の実験や解析においては、得られた結果に対して水平方向への影響を補正する必要がある。補正後の結果で重力場にある実際の地山が安定か否かについて考察することが望ましいと考える。しかし、重力場における土被りが大きい地山では、今回のモデルより鉛直方向への変形が大きくなるため、底面摩擦場での結果と異なる結果の傾向が得られると考えられる。

7.2 現実の施工における曲面切羽の適用条件の提案

本研究では、低強度地山を対象とした重力場にある実際の施工を考慮した実規模寸法における DEM 解析を行い、曲面切羽の安定性を検討した。

直壁型切羽では、切羽前方に発生するアーチアクション内側の応力解放域が崩壊し、崩壊後の地山の形状は、曲面状に形成され、その周辺地山は安定した。また、鏡吹付けを施した場合においても鏡吹付けの背面にある地山に緩み領域が形成されており、その形状は曲面状であった。また、直壁型切羽の崩壊後の形状に近い楕円型切羽や円弧型切羽は、無支保時においても高い安定性を示した。

以上のことから、曲面切羽は、直壁型切羽で形成が確認できた応力解放域をうまく掘削できるかが重要と考えられる。今回のモデルにおける無支保時では、円型切羽は応力解放域に加えてさらに奥側の地山も掘削している状態であったために、アーチアクションがうまく作用しなかった。その一方、円弧型切羽では地山内のアーチアクションに沿って切羽面が形成されたため、切羽は安定したまま保持された。これは、アーチアクションの今回のモデルにおける地山応力状態と円弧型切羽の相性が良かったと考えられる。すなわち、実際の施工においては、掘削段階で地山の応力状態を確認することで、最適な曲面切羽の形状を決定できる。こうすることで、様々な地山に対して最適な形状を導くことができると考える。無支保時において、最適な形状を形成することができれば、鏡吹付け工を施した後は、吹付けコンクリートが圧縮部材として機能するため、今回の解析でも曲面切羽の高い安定性を確認できており、実施工においても安定性は高いと言える。

実施工では、掘削サイクルの中で 3D スキャナーを用いて、切羽形状を常時観測することが望ましい。こうすることで、地山の自然崩落後の曲面切羽の形状を観測することができ、地山内のアーチアクションと応力解放域の分布を確認できると考える。事前崩落することにより切羽自体が安定形状へ自然移行し、切羽は安定化する。

本研究の範囲では、無支保時では地山のアーチアクションに沿って切羽面があるため、高い安定性を示し、鏡吹付けを施した場合でもオーバーハングになる範囲が狭いことで鏡吹付けに作用する力が小さく、曲率が一定であることで鏡吹付け全面に力が分配されることで高い安定性を示した円弧型切羽が最も安定性の優れた形状であることが明らかになった。

7.3 今後の課題

現状，曲面切羽の施工例が多くない理由として，切羽が凹型になり，無支保時での安全性の懸念が大きいと考えられる．本研究では切羽面無支保モデルと鏡吹付けモデルを分けて解析しているため，本来の掘削サイクルを再現しているとは言えない．そのため，切羽面が無支保からある程度の時間経過後に鏡吹付けを施すような実際の施工における掘削サイクルを再現することで，より実現象に近い切羽挙動の検討ができると考える．また，切羽面以外のトンネル覆工部分は，線要素を配置し完全固定として解析している．この覆工部分も円要素で再現する等のモデル変更を行えば，切羽面だけでなくトンネル縦断方向全体の評価ができるのではないかと考える．

付録 1 底面摩擦模型実験

過年度にベースフリクション装置（底面摩擦装置）を用いて、模型実験を実施している。本付録では、底面摩擦模型実験の実験方法や実験結果等についてまとめた。

1.1 実験装置の概説

本研究における実験では、ベースフリクション装置（写真 1）を用いた底面摩擦実験を行う。この装置は図 1 のように 2 次元平面上で重力場を擬似的に作用させ、重力場の作用下では瞬間的に起こる地盤の挙動を静的に観察することができる装置である。写真 1 の中央黒く見える実験槽枠内の底盤でもあるスライド板上に地山材料となるステンレス棒を敷き詰め、トンネルモデルを作成する。この時点では擬似重力が作用しておらず、重さを持っていないことになるが、実験槽外枠を固定したまま底盤に当たるスライド板をスライドさせることで地山材料とスライド板の間に摩擦力が発生し、その摩擦によって地山材料はスライド方向に見掛けの重さを持つこととなる。この摩擦力を重力と考え、地山の挙動を静的に観察する。地山とスライド板との間の摩擦力がその材料の重量をあらわすことになる。

スライド板と地山材料となるステンレス棒間の摩擦力は、スライド板上にマグネットシートを貼り付け、マグネットの持つ磁力により増加させた。なお通常のステンレスはマグネットに付かないが、本研究で用いたステンレス棒は特殊な加工をしており、マグネットに付くようになっている。図 2 に、ベースフリクション装置の上面図を示す。



写真 1 ベースフリクション装置

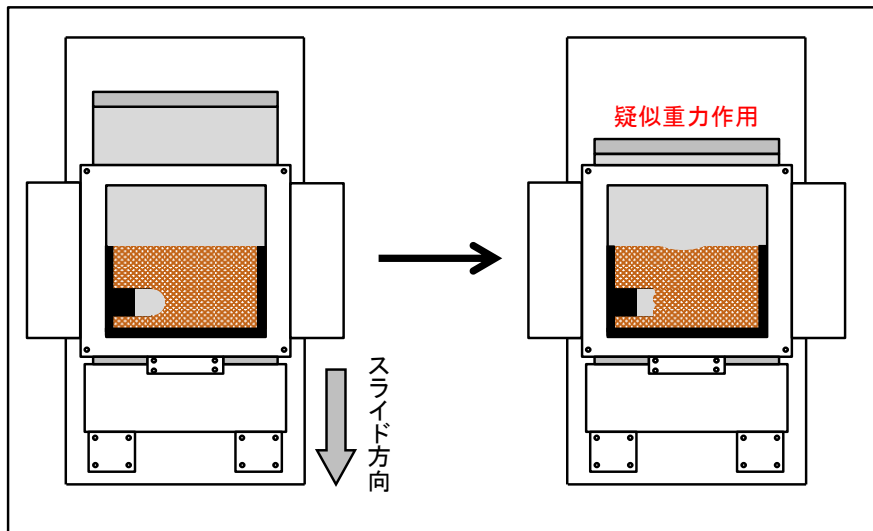


図1 ベースフリクション装置による地山挙動

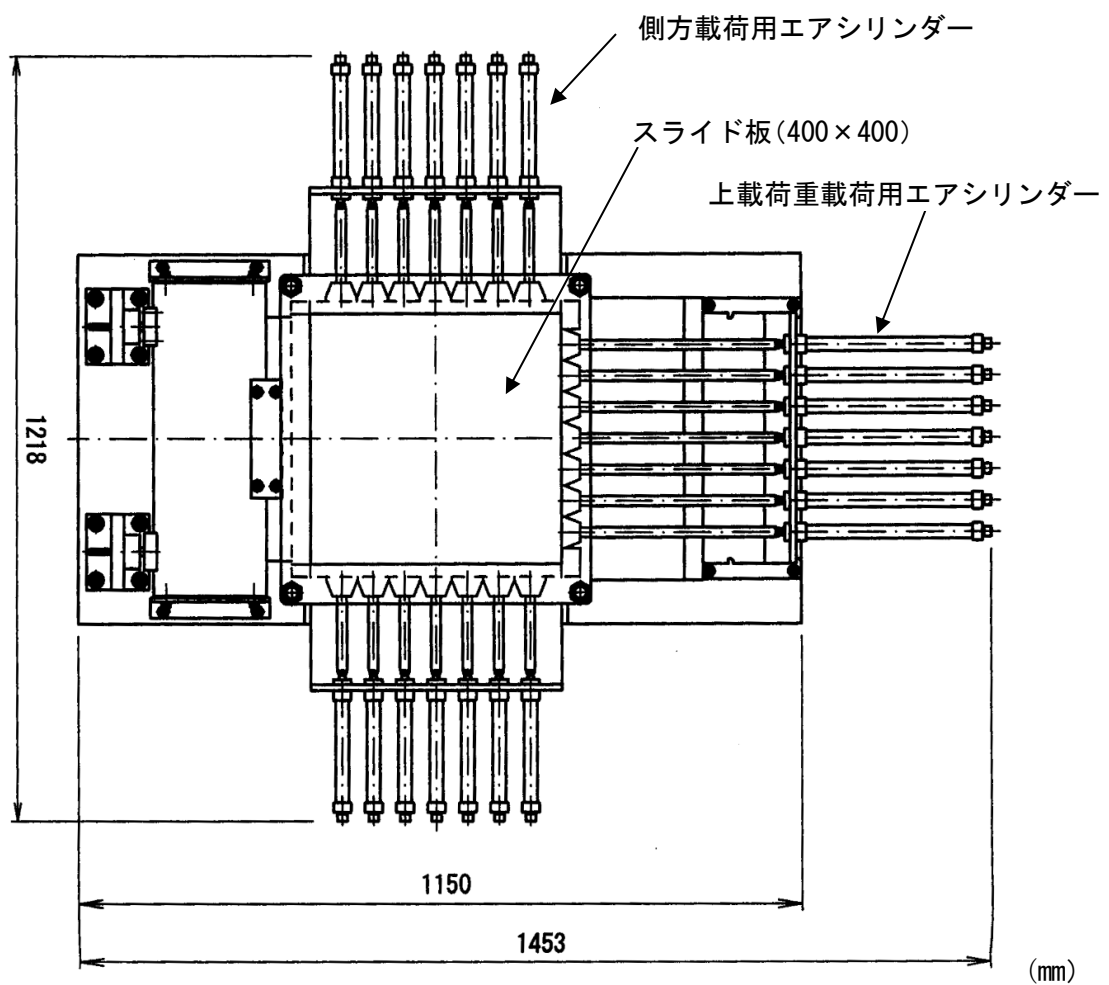


図2 ベースフリクション装置上面図

1.2 地山モデルとトンネルモデル

1.2.1 地山材料の物性値

平成 22 年度同様，本研究では，粒径 $\phi 2.5\text{mm}$ と $\phi 5.0\text{mm}$ の円柱形のステンレス棒を使用し，混合比を重量比で 3 : 2 とし混合した．一般的なアルミ棒地山を用いた落とし戸実験の多くの研究事例において，アルミ棒の重量混合比が豊浦標準砂の粒径加積曲線を近似して， $\phi 1.6\text{mm} : \phi 3.0\text{mm} = 3 : 2$ としていることから，本研究でもその研究を参考に地山モデルの径および混合比を決定した．表 1 がステンレス棒の物性値をまとめたものである．

表 1 ステンレス棒の物性値

材質	磁性ステンレス	
高さ	40mm	
断面形状	$\phi_1=2.5\text{ mm}$ 円	$\phi_2=5.0\text{ mm}$ 円
重量	$1.48 \times 10^{-2}\text{ N}$	$5.92 \times 10^{-2}\text{ N}$

ベースフリクション上におけるこの粒状体地山の見掛けの重量はスライド板に貼り付けたマグネットシートとの間の摩擦력에等しい．そこで本研究では $\phi 2.5\text{mm}$ と $\phi 5.0\text{mm}$ それぞれのステンレス棒とマグネットシート間の摩擦力を計測し，地山モデルのベースフリクション上での見掛けの単位体積重量を算出した．また地山モデルの内部摩擦角は，安息角にほぼ等しいとして安息角を計測することにより求めた．結果を表 2 に示す．

表 2 地山モデルの物性値

径	$\phi_1=2.5\text{mm}$	$\phi_2=5.0\text{mm}$
摩擦力	$4.90 \times 10^{-3}\text{ N}$	$2.22 \times 10^{-3}\text{ N}$
重量混合比	$\phi_1 : \phi_2 = 3 : 2$	
見掛けの単位体積重量	$3.75 \times 10^{-4}\text{ N/mm}^2$	
内部摩擦角	27°	
粘着力	0 N/mm^2	

1.2.2 地山モデルの配置

ステンレス棒を写真2のように配置し、土かぶりはトンネル直径 $D=100\text{mm}$ に対して $1D$ とする。ステンレス棒を並べた後、約 20mm の間隔ごとに、写真2のように頭部を白く塗ったマーカーと置き換える。後述するが、このマーカーを画像解析ソフトで追跡することにより地山の挙動を把握する。

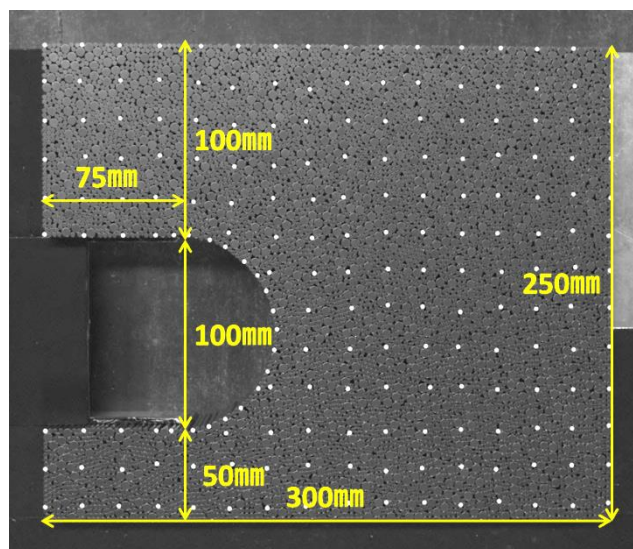
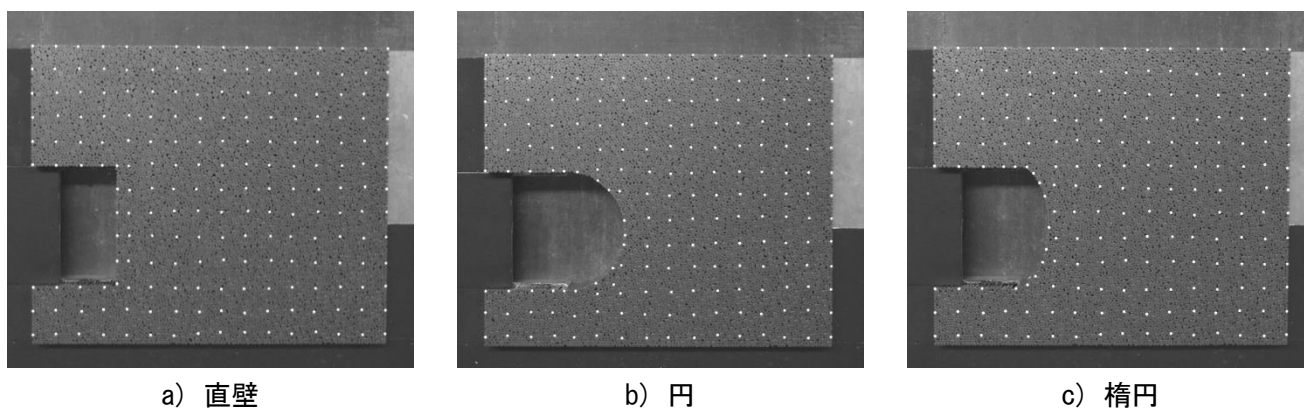


写真2 ステンレス棒配置状況および地山寸法

1.2.3 トンネルモデルおよび切羽形状

トンネルモデルおよび切羽形状は、写真3のように直壁型、円型、楕円型の計3種類のモデルを用いる。3種類の切羽形状は、ステンレス製の型枠（図3）を作成し、トンネルモデルの切羽面に沿ってステンレス棒を配置した。

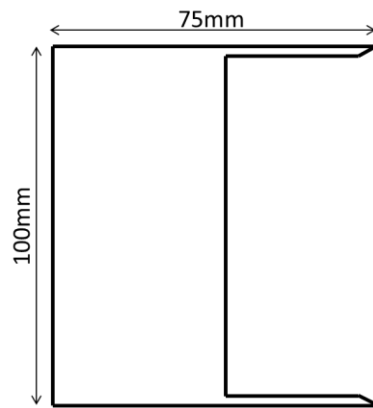


a) 直壁

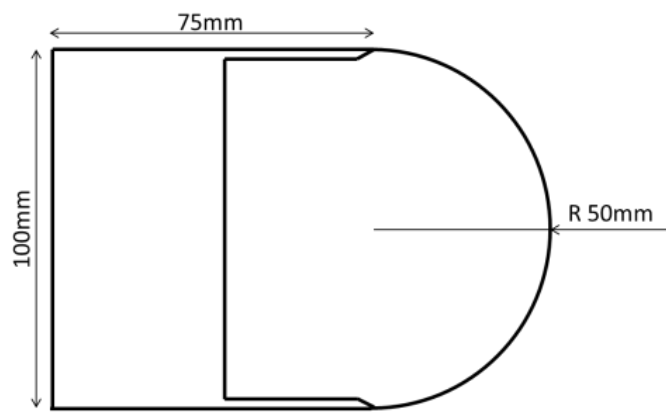
b) 円

c) 楕円

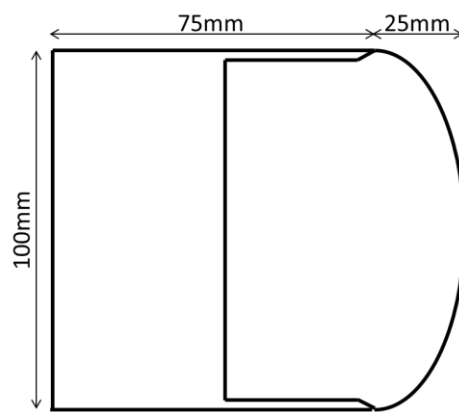
写真3 ステンレス棒配置状況および地山寸法



a) 直壁



b) 円



c) 楕円

図 3 トンネル切羽模型

1.3 実験内容および実験手順

本研究では未固結粒状体地山の全断面掘削を前提として，切羽に曲率を持たせたときの形状効果に着目しているため，切羽形状は平成 22 年度までの実験と同様に，以下の 3 種類（図 3 参照）とした．

- a) 直壁型（従来から行われている全断面掘削における切羽形状）
- b) 円 型（直径 100mm の半円形の切羽形状）
- c) 楕円型（長径 100mm，短径 50mm の半楕円形の切羽形状）

また，崩壊挙動を観測するために，切羽面に支保を何も施さない無支保モデルについての挙動を確認する．

1.3.1 模型実験の手順

本研究における実験準備から結果の整理までの手順を以下に示す.

- ① $\phi 2.5\text{mm}$ と $\phi 5.0\text{mm}$ ステンレス棒の重量混合比が 3 : 2 になるように重量を測る.
- ② ベースフリクション装置のスライド板上にアルミ製のトンネルモデル, および各切羽形状の型枠を取付ける.
- ③ 地山材料のステンレス棒に異常がないか確認したあと, スライド板上にステンレス棒を並べる. ある程度並べるごとに金属の板などで地山を地表面部方向から地山下方向に押し付けることで, 地山内の空隙を少なくする.
- ④ ステンレス棒を土かぶり 1D まで積み上げた後, 約 20mm 間隔でステンレス棒頭部を白く塗ったマーカーに置き換える.
- ⑤ ベースフリクションのスイッチを入れ, 地山モデルを密にし, 切羽の型枠を外す.
- ⑥ 高解像度カメラを地山全体が撮影できるようにセットする.
- ⑦ ベースフリクションのスライド速度, カメラの録画インターバル・録画時間を以下のように設定する.

スライド速度	0.5mm/sec (速度レンジ 高速 コントローラー値 0099)
録画インターバル	15fps (5 分間隔で撮影)
録画時間	2100sec

- ⑧ カメラの録画をスタートする.
- ⑨ 録画開始と同時にベースフリクションのスイッチを ON にして, スライド板をスライドさせて実験をスタートする.
- ⑩ 実験開始後 35 分後にベースフリクションのスイッチを OFF にしてスライド板を停止する. カメラは自動的にストップする.
- ⑪ 画像解析ソフトにより画像を取り込み, マーカーの追跡を行ってベクトル図の作成, およびひずみ解析ソフトに取り込むために計測結果を T2D ファイル形式にて保存する.
- ⑫ ⑪で保存した T2D ファイルをひずみ解析ソフトで開き, 三角形要素でメッシュ図を作成し, 最大せん断ひずみ図を描く.

1.3.2 模型実験後の画像解析

本研究では，地山挙動の様子をカメラで撮影し，変位ベクトル，地中ひずみの計測を行った．変位などを計測するために，地山内に約 20mm の間隔で，格子状に頭部が白色のマーカーを配置する．地山モデル内に設けたマーカーを画像解析ソフト **Move-Tr** で自動追跡して移動座標点を取得し，変位ベクトル図を作成する．さらにその結果を用いてひずみ解析ソフト **Strain** を用いて最大せん断ひずみ図を作成した．解析は以下のような条件で行った．

① 画像の取り込み

ベースフリクション装置のスイッチを入れ，スライドを開始させると同時に高解像度カメラで撮影を開始する．以後5分ごとに実験終了まで撮影を行い，撮影時間35分後つまり計8枚の画像を取り込む．8枚目の画像はスライド量17.5mm時点の挙動となるため，画像解析ソフトには1枚目から7枚目までの画像を取り込み，解析を行う．カメラは三脚を脚立に固定して，カメラ本体が装置直上に来るように設置した．設置状況を図4および写真4に示す．

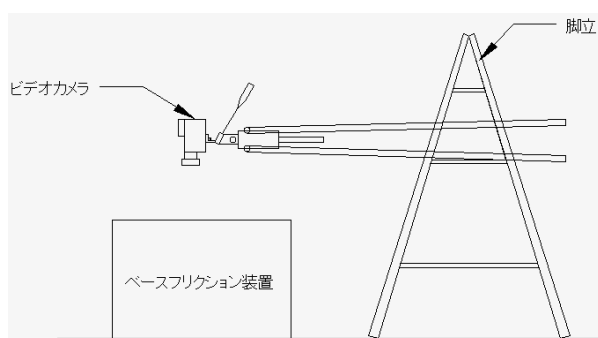


図4 ビデオカメラ設置状況



写真4 ビデオカメラ設置の様子

② マーカーの追跡

画像解析ソフトを使い，約20mm間隔の格子状に並べた白マーカーを追跡する

③ 座標軸の設定

地山部分の左上端を原点とするような座標系に変換する．

④ スケール計算

画像のスケールを実際のスケールに変換するために，画像上に設けたスケールによってスケール値を求める．

⑤ ベクトル図の作成

画像解析ソフトにより，ベクトル図を作成する．

⑥ メッシュ図の作成

画像解析ソフトの解析結果をひずみ計測ソフトに入れ，三角形要素のメッシュデータを作成する．

⑦ 最大せん断ひずみ図の作成

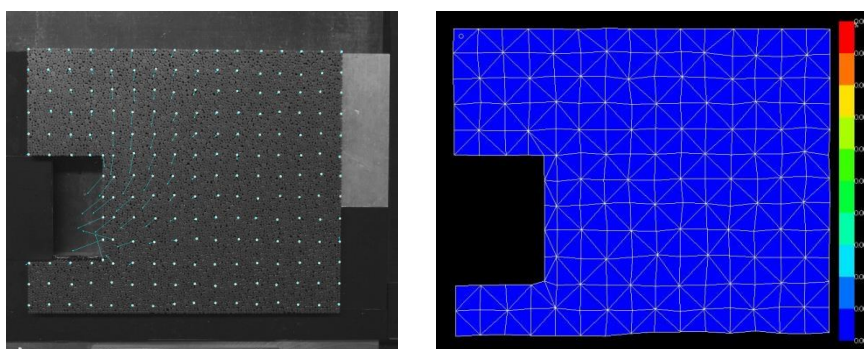
⑥で作成したメッシュ図で，最大せん断ひずみ図を作成する．

1.4 無支保モデルの実験結果

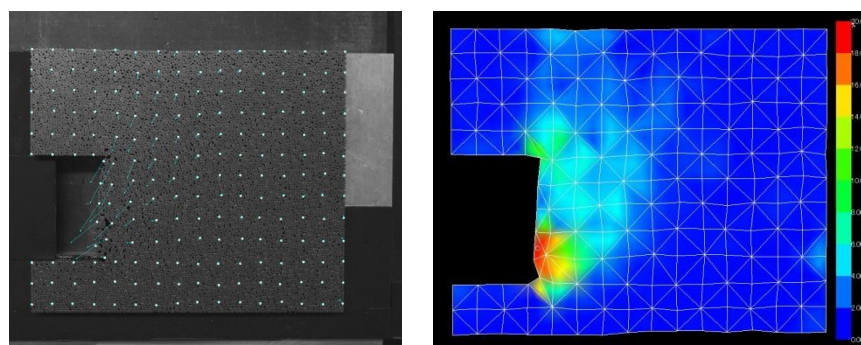
1.4.1 直壁型切羽の挙動

図 5 に直壁型切羽の地山挙動の変位ベクトル図と最大せん断ひずみの進展の様子をスライド量 5mm 刻みで示す。最大せん断ひずみ図は、カラースケールを最小値 0%, 最大値 20% とした。なお、表示のひずみ量は初期ステップ（スライド量 15mm は 0mm→15mm）の間のひずみ増分を示す。スライド量 15mm（図 5 d）のとき、最大せん断ひずみの値は最も大きい領域で 45.1%となった。

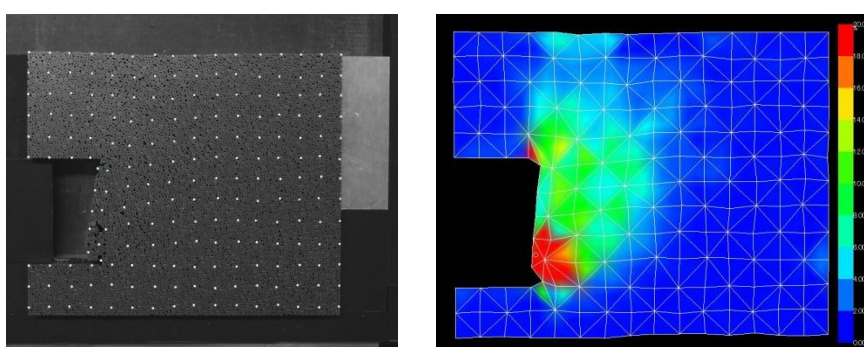
変位ベクトル図をみると切羽中央付近がはらみだすように変位していること、変位は左斜め下方向に向かっているがわかる。このことから、直壁型の切羽は崩壊後、斜面を形成するものと考えられる。また、最大せん断ひずみ図をみると、最初は切羽のインバート部および天端部からひずみが発生していることがわかる、その後最大せん断ひずみは、地山内でせん断を起こしながら地表面に向かって約 60°の角度で進展しており、これがすべり線となっている。



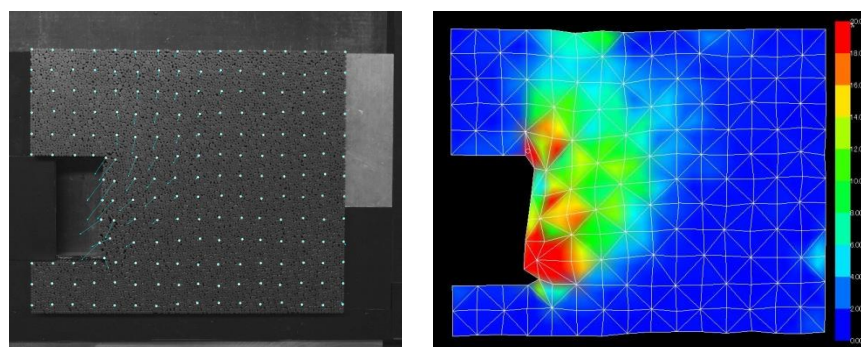
a) スライド量 0mm



b) スライド量 5mm



c) スライド量 10mm



d) スライド量 15mm

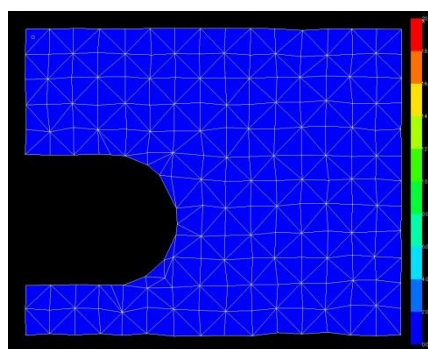
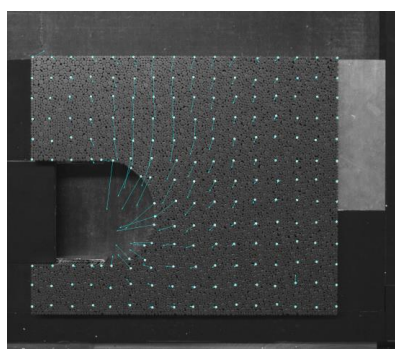
図5 直壁型切羽
変位ベクトル図（左）と最大せん断ひずみ図（右）

1.4.2 円型切羽の挙動

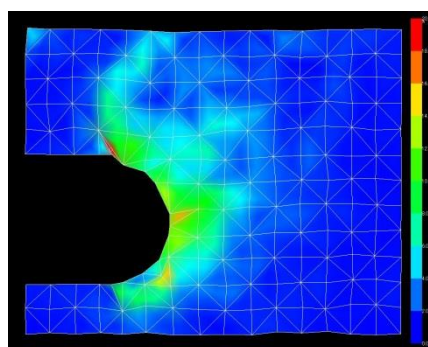
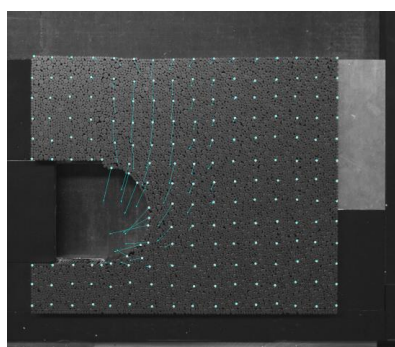
図 6 に円型切羽の地山挙動の変位ベクトル図と最大せん断ひずみの進展の様子をスライド量 5mm 刻みで示す。最大せん断ひずみ図は、カラースケールを最小値 0%, 最大値 20% とした。なお、表示のひずみ量は初期ステップ（スライド量 15mm は 0mm→15mm）の間のひずみ増分を示す。スライド量 15mm（図 6 d）のとき、最大せん断ひずみの値は最も大きい領域で 97.5%となった。

変位ベクトル図を見ると、ベクトルが初期段階では円の中心を向いていることがわかる。このことから、地山にはアーチ効果が働いていたと考えられる。

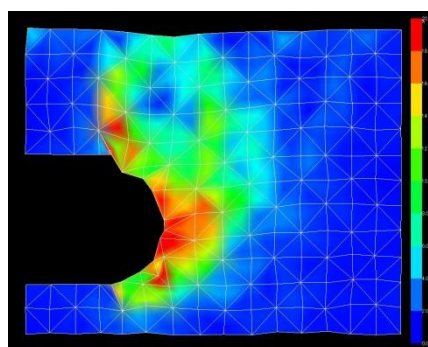
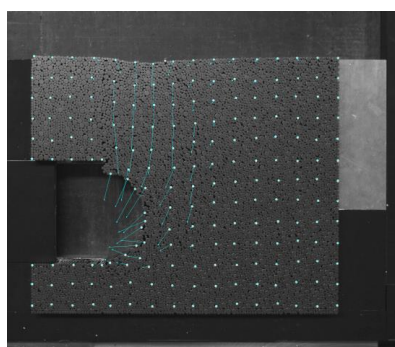
最大せん断ひずみ図をみると、楕円型同様、変位初期段階で切羽面全体にひずみが広がっていることがわかる。その後、切羽の天端部とインバート部から別々に地表面に向かってすべり線が進展していく様子が最大せん断ひずみ図よりわかる。また、この 2 本のすべり線にはさまれた領域に、せん断ひずみがほとんど進展していない領域が形成されている。これらのことと、変位ベクトル図から、円型切羽はこのせん断ひずみの進展していない領域の土塊が、切羽直上に落下するように剛体的に変位すると考えられる。また、地山変位とひずみ最大値は、直壁型と比べて明らかに値が大きくなった。このように切羽上部が落下するのは、直壁型切羽に比べて切羽上部の無支保領域が大きいことが原因と考えられる。



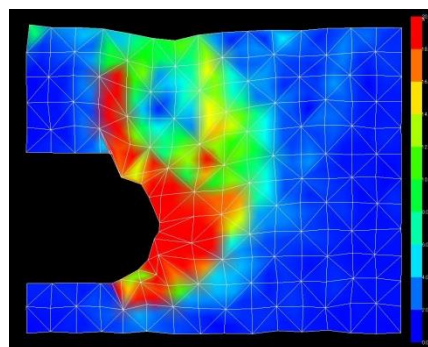
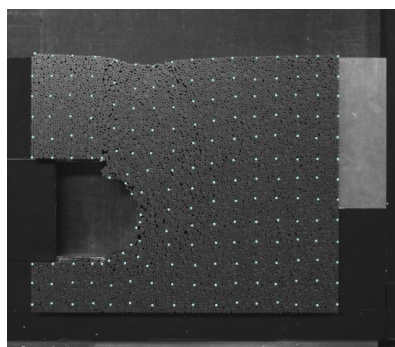
a) スライド量 0mm



b) スライド量 5mm



c) スライド量 10mm



d) スライド量 15mm

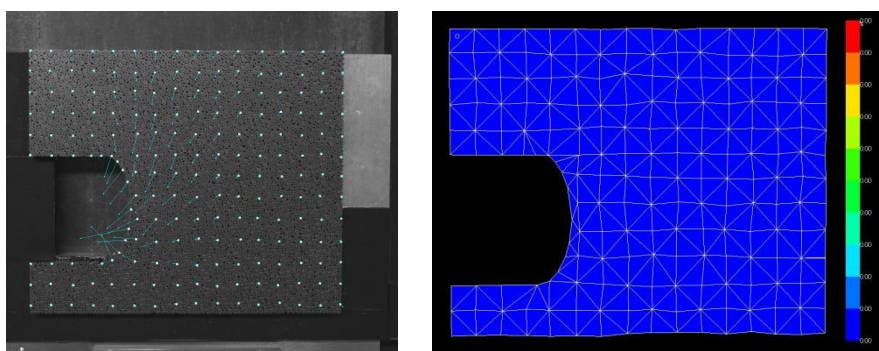
図 6 円型切羽
変位ベクトル図（左）と最大せん断ひずみ図（右）

1.4.3 楕円型切羽の挙動

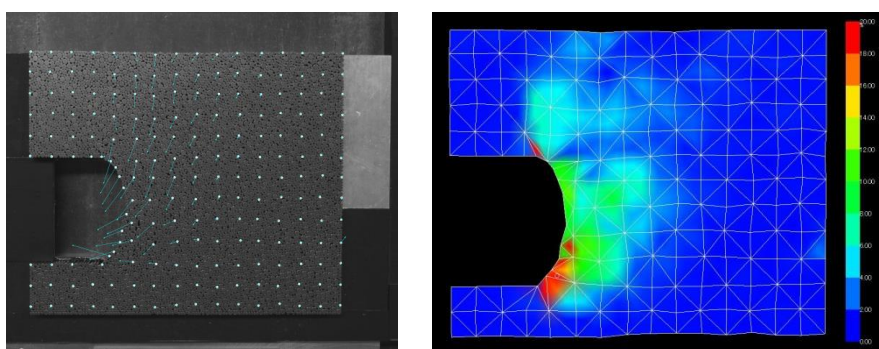
図 7 に楕円型切羽の地山挙動の変位ベクトル図と最大せん断ひずみの進展の様子をスライド量 5mm 刻みで示す。最大せん断ひずみ図は、カラースケールを最小値 0%, 最大値 20% とした。なお、表示のひずみ量は初期ステップ（スライド量 15mm は 0mm→15mm）の間のひずみ増分を示す。スライド量 15mm（図 7 d）のとき、最大せん断ひずみの値は最も大きい領域で 85.3%となった。

変位ベクトル図をみると、マグネット板のスライド量が大きくなるにつれて地山内部からトンネル内空部に切羽が押し出されるように変位していき、楕円形が直壁に近づくように切羽は変形している。

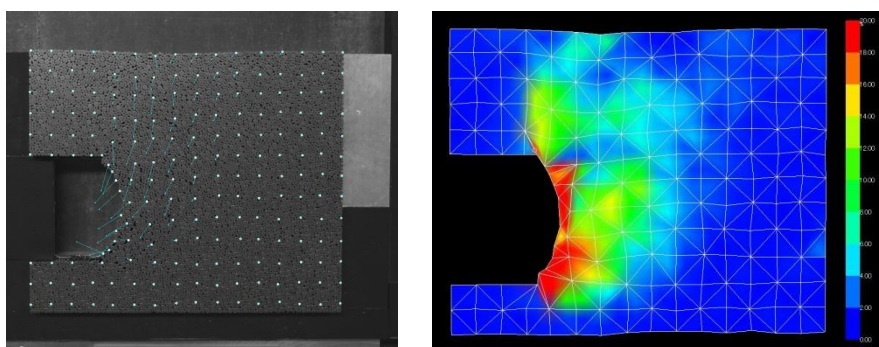
最大せん断ひずみ図進展の様子から、変位初期の段階で切羽面全体にひずみが広がっていることがわかる。さらに、天端部とインバート部からそれぞれ 2 本のすべり線が地表に向かって進展していく様子も見られ、直壁型のように地山内でせん断を起こしながらすべり線が進展しているように思われる。また、切羽直上にせん断ひずみ進展のやや少ない領域が見られるが、これはその領域の土塊が落下するように剛体的に変位するものと考えられる。地山変位とひずみの最大値は、直壁型よりもかなり大きい値を示した。



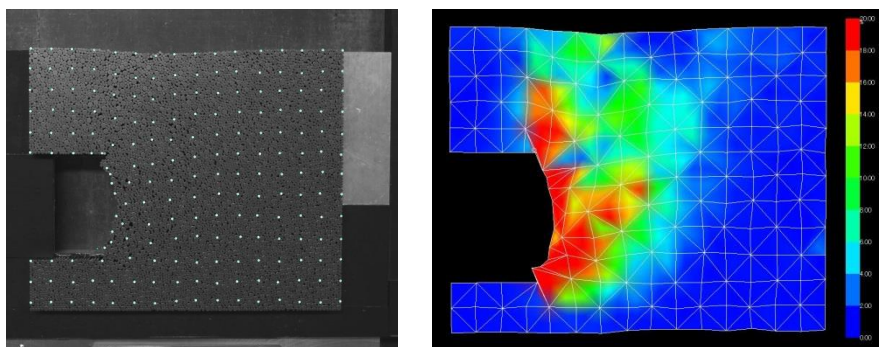
a) スライド量 0mm



b) スライド量 5mm



c) スライド量 10mm



d) スライド量 15mm

図7 楕円型切羽
変位ベクトル図（左）と最大せん断ひずみ図（右）

1.4.4 まとめ

表 3, 表 4 に無支保モデルの底面摩擦模型実験の結果についてまとめる.

表 3 無支保モデルにおけるスライド量 15mm のときの地山変位 (mm)

	直壁型	円型	楕円型
最大地表面沈下量	3.08	11.01	5.88
最大切羽面変位	11.53	18.48	14.52

表 4 無支保モデルにおけるスライド量 15mm のときの最大せん断ひずみの最大値 (%)

	直壁型	円型	楕円型
最大せん断ひずみ	45.1	97.5	84.3

これらの 3 種類の切羽形状の変位ベクトル図から, 無支保時において変位は切羽が曲率を持つほど大きいことがわかった. また, 最大せん断ひずみ図を比較すると, 最大せん断ひずみの最大値は円型が最も大きい 97.5% となり, 次いで楕円型が 84.3%, 直壁型が 45.1% となった. これらのことから, 無支保時の切羽安定性は直壁型 > 楕円型 > 円型の順に高いと考えられ, 切羽が曲率をもつほど安定性が低くなると思われる. また, 崩壊メカニズムについても, 上述のように直壁型と, 円型・楕円型のような曲率切羽とは全く異なることもわかった.

付録 2 模型実験と数値解析の簡易モデルにおける検証解析

底面摩擦模型実験を DEM 解析で再現するために、まず簡易モデルを用いて、実験と解析結果を比較し、解析物性値を検討した。

2.1 実験，解析諸元

図 8 のように円要素を転がすことによって解析物性値を検討する。斜面の角度 φ は 20° ， 30° ， 40° ， 50° ， 60° の 5 ケースを採用し、それぞれで複数回実験を行い、実験結果と DEM 解析結果との違いを確認する。実験における物性値は表 1，表 2 と同様である。また、解析に用いる物性値は表 5 に示す。

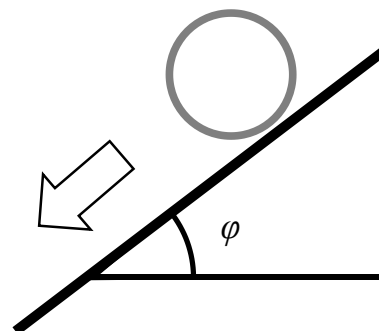


図 8 簡易モデル（斜面落下）

表 5 簡易モデルにおける円要素の解析物性値

	記号	単位	円要素
仮想縦弾性係数	k_n	N/mm^2	200
反発係数	e		0
仮想せん断弾性係数比	s		0.25
要素間粘着力	c_D	N/mm^2	0
要素間摩擦角	φ_D	$^\circ$	50
要素間引張強度	σ_{tD}	N/mm^2	0
単位体積重量	γ	N/mm^3	7.70×10^{-3}
要素径		mm	5.0

図 9 に実験の模式図，写真 5 に実験の様子を示す．解析における，円要素と斜面は側面が全面で背職している状態であるが，実験では斜面とベースフリクション装置の底盤が接触していると，斜面自体が動いてしまう．そのため，斜面と底板の間には，少量の隙間が空いており，地山材料となる磁性ステンレス棒と斜面の接触状態も全面で接触しているわけではない．しかし，実験での隙間は少量なので，実験結果に影響を及ぼさない程度のものである．実験における斜面は，両端をガムテープでベースフリクション装置の外枠と固定しているため，実験中に斜面が動くことはない．

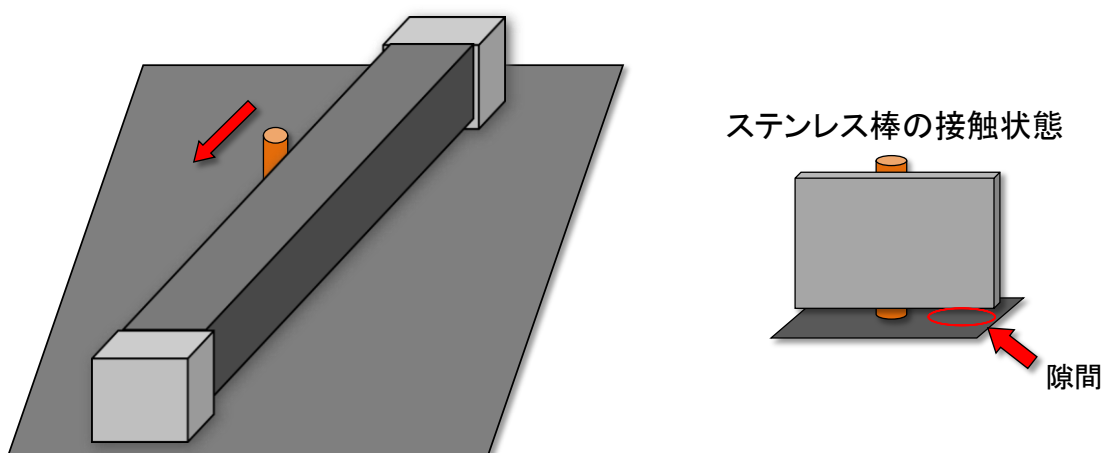


図 9 実験の模式図

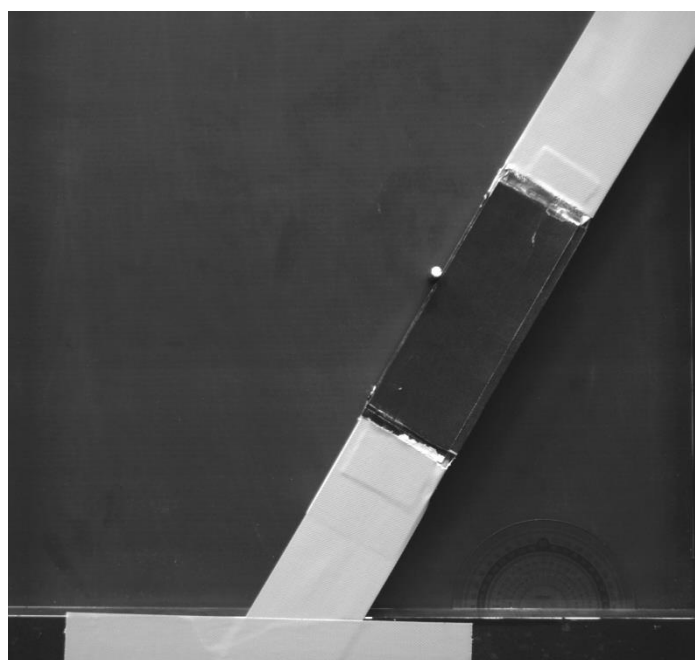


写真 5 実験の様子

2.2 実験，解析結果

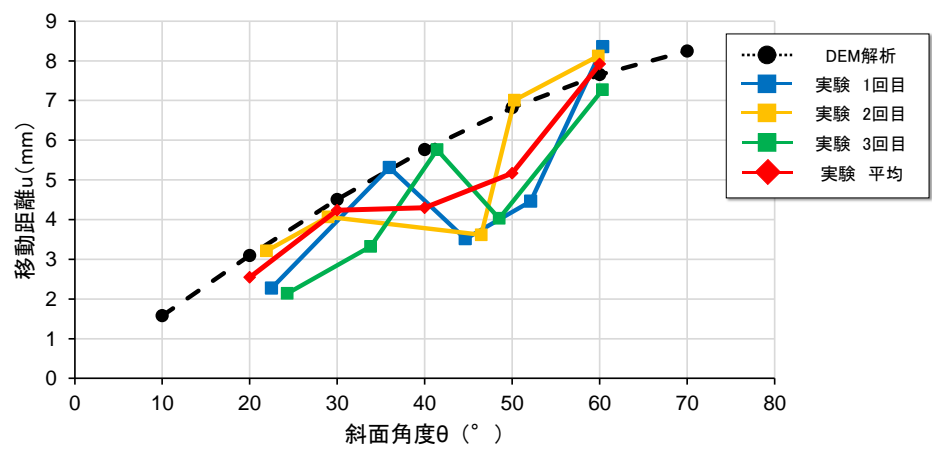
簡易モデルにおける実験，解析の斜面移動距離 u について得られた結果について表 6 にまとめる．また，図 10 には，斜面崩落距離に加え， x 方向変位と y 方向変位についても比較した．

表 6 実験，解析における斜面移動距離 u (mm)

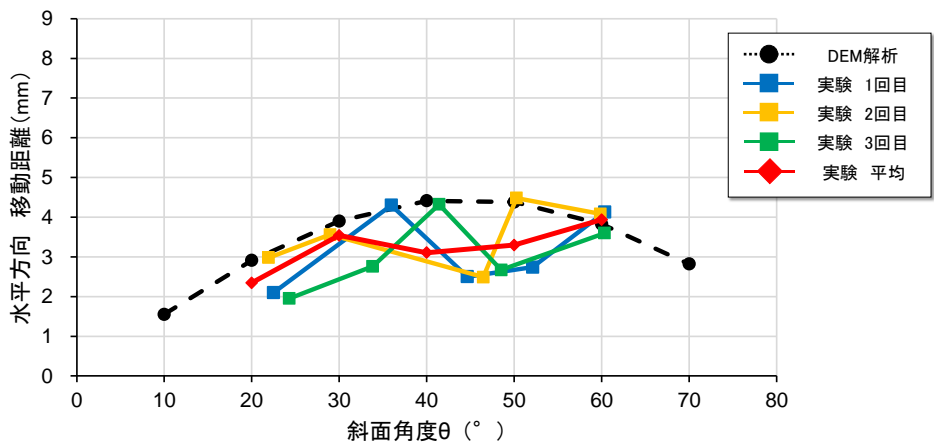
		斜面移動距離 u				
		解析	実験			
			1 回目	2 回目	3 回目	平均
斜面 角度 φ	20°	3.10	2.27 (-0.82)	3.21 (+0.12)	2.14 (-0.96)	2.54 (-0.55)
	30°	4.51	5.31 (+0.81)	4.07 (-0.44)	3.32 (-1.18)	4.23 (-0.27)
	40°	5.76	3.51 (-2.25)	3.61 (-2.15)	5.76 (± 0)	4.30 (-1.46)
	50°	6.82	4.46 (-2.36)	7.01 (+0.19)	4.03 (-2.79)	5.17 (-1.65)
	60°	7.65	8.35 (+0.70)	8.12 (+0.47)	7.27 (-0.38)	7.92 (+0.26)

() : 解析値との誤差

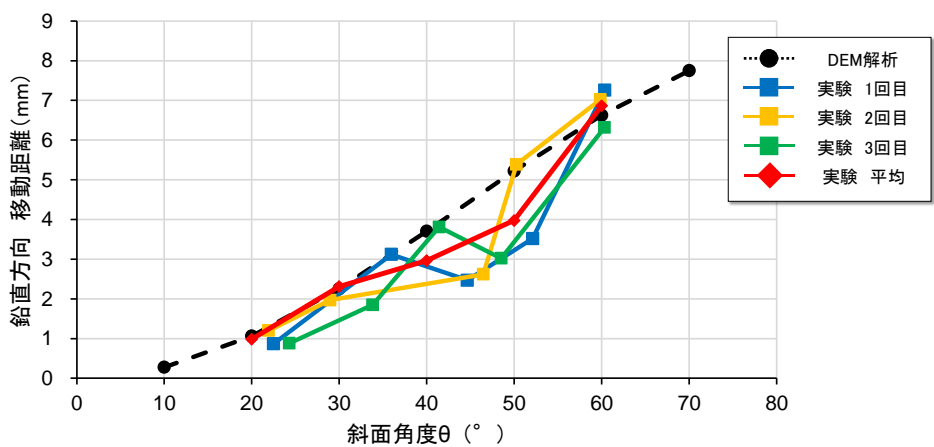
これらをみると，それぞれの実験ごとで同じく角度内の移動距離の誤差が大きい．特に斜面角度 $\varphi=40^\circ$ ， 50° の時に同じ角度の中においても，移動距離の差は大きく，また解析値との誤差が約 50%もある．これは水平方向への移動量が小さく，これに伴い斜面の移動距離も小さくなった．この要因は，実験器具は全て手作業で作製し，実験を行っているため，この精度が実験誤差として生じていると考えられる．



a) 斜面移動距離 u



b) 水平方向距離



c) 鉛直方向距離

図 10 各斜面角度における円要素の移動量

そこで、実験誤差を小さくするために、より実験の試行回数を増やした。斜面に 1 要素を配置して実験を行っていたが、より実験データ数を増やすため、斜面に 4 つの要素を配置して、実験を行った。また、場所ごとのばらつきに関しても比較する。要素の番号は上から 1, 2, 3, 4 と振り分け、斜面角度 ϕ は、1 要素時の実験で誤差が大きかった 40° 、 50° と加えて 60° とした。この実験方法を図 11 に示す。

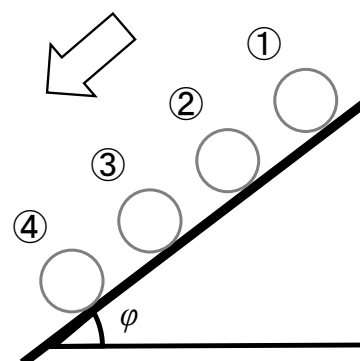
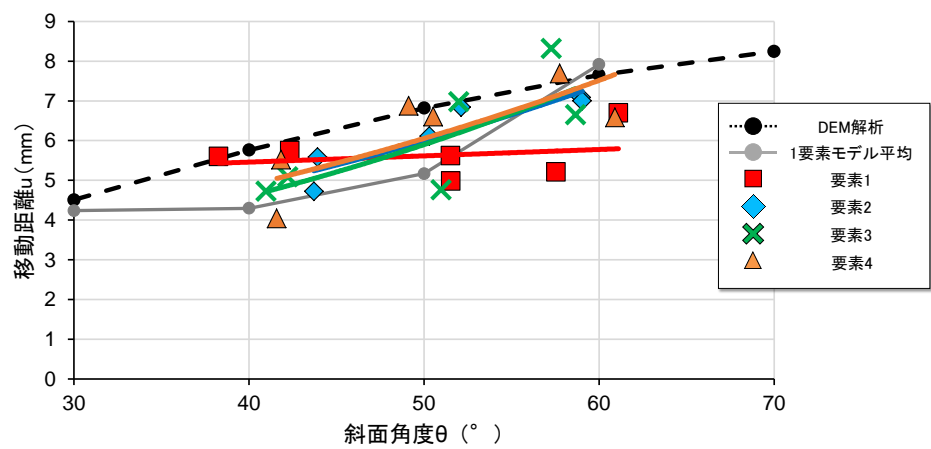
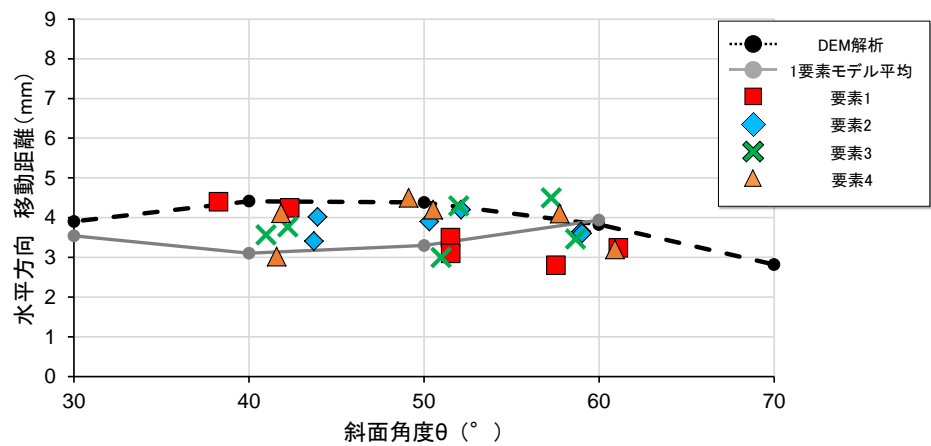


図 11 4 要素での実験

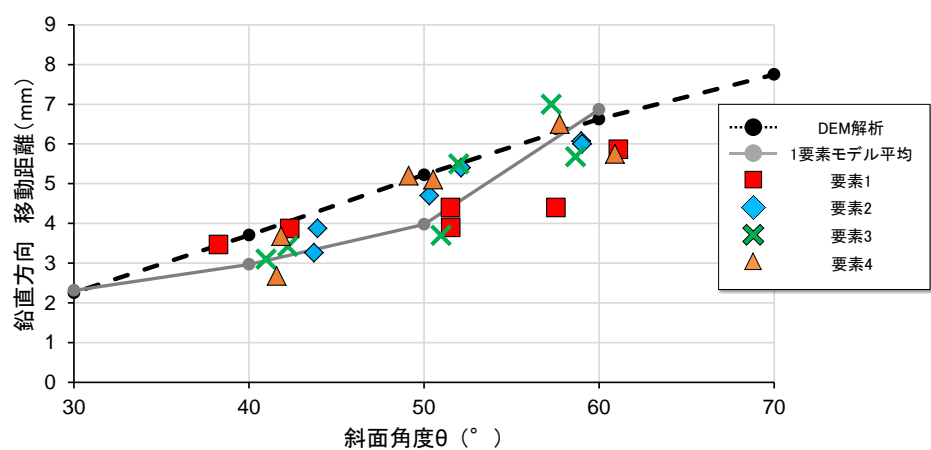
この実験より得られた結果について図 12 に示す。これを見ると、斜面の一番上に配置されている要素①は斜面角度 ϕ が 50° 、 60° の時、解析値との差が大きくなった。これは、斜面に傷が入っているなど要素の移動に対して斜面との摩擦が大きく、移動量が小さくなったと考えられる。要素②、③、④は、図 12 a) において線形近似を描くと、おおよそ解析値の傾向と類似している。実験値が解析値より少し小さくなっているのは、数値解析とは違い室温や風など外的要因を受けるためだと考えられる。



a) 斜面移動距離 u



b) 水平方向距離



c) 鉛直方向距離

図 12 各斜面角度における複数円要素の移動量

2.3 まとめ

実験値と解析値には少量の誤差は生じたが、斜面角度に対する移動量の傾向としては概ね一致した。誤差は、実験では実験室内の温度、風など外的要因があるため、移動量が小さくなったと考えられる。また、斜面移動時の要素の回転量が大きく異なり、解析では 3° 程度であったのに対し、実験では約 90° 回転している。実験と解析における回転量の違いを表7に示す。回転量には大きな誤差があり、この回転量の違いを解析物性値に反映できていないため、実験の移動量が少し小さくなったことの要因の一つとして考えられる。本来は、回転量も実験と解析で合わせる必要があるが、今回は移動量がだまかに一致しているため、回転量は考慮しなかった。

この簡易モデルで算定した解析物性値（表5）を、本解析のモデルに反映させた。

表7 各斜面角度に対する要素の回転

		解析	実験
斜面角度 φ	20°	1.24°	約 90°
	30°	1.80°	
	40°	2.30°	
	50°	2.73°	
	60°	3.06°	