

土工機械作業部分の土砂による
摩耗機構に関する研究

昭和47年10月

室 達 朗

土工機械作業部分の土砂による 摩耗機構に関する研究

昭和47年10月

室 達 朗

序

近年、土木工事における土工作業量は著しく増大し、土地造成をはじめ、アースダムや道路・鉄道の建設および水路やトンネル掘削などにおいて、大量の土砂の掘削、積み込みおよび運搬作業を、より合理的に行うための施工法の開発が強く要望されてきた。そのために、種々の土工機械が製作され、とくに大型の建設機械による機械化土工が可能となり、従来人力施工では困難であった難工事が機械力の集中により施工能力を一段と向上させ、工事単価の引下げや工期の短縮を可能とし、人類社会の発展に大いに貢献してきた。しかし、土工機械の作業能力の増強にもかかわらず、直接土砂や岩と接する機械作業部分に関する諸問題については未解明の部分が多く、従来工具部品について力学的に正当かつ合理的な設計製作方法が少なく、またその使用方法も合理的に確立されていないために、不経済な使用法を強いられ、施工能率の向上に対して重大な隘路となっている。本論文において対象とした土工機械作業部分の土砂による摩耗劣化は、その一つの重要な問題であり、作業能力を低下させるだけでなく、部品の交換や補修のために作業を中断することによる施工能率の悪化をもたらしている現状である。従来、土砂による工具・部品の摩耗に関する系統的な研究が少なく、合理的な摩耗対策を樹立することができないでいるが、この問題は早急に解決することが重要であり、より合理的な摩耗対策をたてることが、工具部品の設計製作をはじめ、部品更新計画などの施工計画に、大きな意義と価値を有するものと考えられる。

本研究は、土工機械作業部分である工具部品を構成する金属材料の土砂によるひっかき摩耗機構について未解明の重要な問題に関して理論的、実験的研究を行い、摩耗量を支配する法則性を力学的に解明したもので、摩耗量と土砂や岩の特性との相関性、および摩耗量算定法について実証的裏付けのある新しい理論式を示し、種々の考察を加えた。本研究が、より合理的な摩耗対策を樹立し、土工作業の施工能率を向上させ、土木施工学を通じてこの分野の研究の進歩にいささかなりとも寄与できるならば、この上もない幸いである。

本論文を作成するにあたり、著者にこの研究課題を与えられ、終始一貫熱意のこもった御指導と御鞭撻を賜った恩師、京都大学教授 島 昭治郎先生、ならびにこの研究を完成させるに際し御助言、御激励を賜った京都大学教授 赤井浩一先生をはじめ諸先生方に対して深甚の謝意を表する次第である。また、この研究の遂行にあたり、文部省科学研究費〔試験研究（分担者、43年度から3ヶ年）、奨励研究（44年度、46年度）〕の交付を受けた。ここに記して関係各位に謝意を表する。なお、現地における摩耗調査に際しては、日本建設機械化協会関西支部技術部に所属する摩耗対策分科会に負うところ大であって、委員各位に対し心から感謝の意を表する。

昭和47年10月

室 達 朗

総 目 次

序 論

第 I 編 金属材料の土砂による摩擦および摩耗機構に関する基礎的研究

第 1 章	土砂による金属の摩耗に関する従来の摩耗対策概論	1
第 2 章	回転式摩耗試験装置の製作	35
第 3 章	土砂と平板との間に作用する運動摩擦特性	62
第 4 章	固結土粒子に対する金属板の摩擦および摩耗機構に関する理論的解析	83
第 5 章	セメント処理砂質土に対する鋼板の摩擦および摩耗特性に関する実験的考察	114
第 6 章	ゆるく堆積した砂質土中を移動する金属面の摩耗機構	137
第 7 章	土砂による工具エッジ部分の摩耗特性	165
第 8 章	結 論	193

第 II 編 土工機械作業部分の土砂礫による摩耗特性に関する研究

第 9 章	掘削刃面の碎石による摩耗特性	199
第 10 章	掘削刃先の碎石土砂による摩耗形状変化特性	228
第 11 章	金属の摩耗に及ぼす砂礫特性と水の影響	259
第 12 章	トラック・シュアのラグの土岩による摩耗特性	289
第 13 章	インパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗特性	315
第 14 章	結 論	336

序 論

土工作業における掘削・積込機械などの掘削工具、および足まわり部品の土砂礫や岩による摩耗劣化は著しく、特に最近のように機械の大型化による掘削性能の向上にともなって、軟岩や硬土盤の掘削が可能となり、その掘削土量が増大するにしたがって掘削刃や爪などの摩耗に関する問題が重要視されてきた。例えば、土工現場におけるブルドーザのブレードのカッティングエッジ、エンドビットおよびリッパーチップや掘削バケットの爪などの補修、交換による稼働率の低下は施工の合理化を追求するうえに大きな隘路となっている。そのために、十分合理的な摩耗対策を樹立し、諸問題に対処していくことが急務であり、摩耗の機構を究明し、その特性を把握することが重要な課題である。一方では、また、作業部分である工具・部品の材質として、硬さが高いと同時に韌性に富んだ物質で耐摩耗性のある材料を研究開発していくことも基本的に重要な研究課題である。しかし、新しい材料を開発して実用化していくためには、多大の時間を必要とし、これを早急に要望することはかなり困難であると考えられる。そのため、土工現場における摩耗に関する諸問題に、より合理的に対処していくことを急務としている現況においては、工具・部品を構成している金属材料の土砂による摩耗現象について、その摩耗機構を解明するとともに、土岩性状との相関性について調査研究を行い、工具・部品の設計製作の方法や土岩性状との適応性などについて研究し、また、摩耗による部品の寿命を適格に推定し、部品交換計画の運用上の諸問題について検討するなど、種々のより合理的な摩耗対策を早急に樹立することが、今日、最も重要かつ切実な問題であると考えられる。したがって、本研究においては、種々の土工機械作業部分の土砂や岩による摩耗の実態を正確に把握するために、最も根本的な摩耗の機構を実験および理論によって解明し、実物大の掘削刃などについて種々の実験を行い、その摩耗特性について系統的な研究を行った。

第1編においては、金属材料の土砂による摩擦および摩耗機構に関する基礎的研究として、主としてひっかき摩耗現象に関する理論的、実験的研究の結果を示すが、その内容について簡単に述べると以下のようなものである。

第1章においては、土砂による金属の摩耗に関する、従来の研究成果を整理している。最初に、土砂による金属の摩耗形態を分類し、衝撃による摩耗、摩擦とひっかきによる摩耗および土砂粒のラッピング作用による摩耗に3大別し、それぞれについて概説しているが、主として、摩擦とひっかき摩耗に関する理論的考察として、凝着摩耗およびひっかき摩耗の機構について説明している。さらに、金属の摩耗に及ぼす砂の特性の影響および金属の材質特性と耐摩耗性について述べ、従来の摩耗対策の考え方について比較検討を行っている。

第2章においては、本研究の実験のために新しく製作した回転式摩耗試験装置の機能および構造について詳述しているが、この試験装置は従来の研摩試験機の欠点を補促するだけでなく、建設機械

作業部分のあらゆる運動機構をほとんど包含するものであり、大土槽によって現場にかなり近い状態で摩耗試験ができること。工具・部品の供試体も原寸に近い状態で作成が可能であること。土砂や岩の種類を自由に選択することができ試料土砂の均一性が確保できること、および十分な動力が供給され、摩耗試験に必要な長時間の運転が可能であることなど、従来の試験機にはみられない優れた特長をもつ摩耗試験装置であることを述べている。

第3章においては、摩擦に関する基本的な問題として、土砂と平板との間に作用する運動摩擦特性に関する実験的研究を行い、摩擦およびひっかき摩耗の主要な要因としての摩擦機構について種々の見地より考察している。平板に接触する土砂粒子の拘束条件を種々に変化させ、相互の摩擦抵抗力について比較検討を行うとともに、含水比の運動摩擦係数に与える影響、および摩擦速度や振動荷重を変化させた場合の摩擦抵抗の大きさと土粒子の挙動について土質力学的考察を加えている。

第4章および第5章においては硬土盤や軟岩のモデルとして、固結土粒子に対する金属板の摩擦および摩耗機構に関する理論的解析を行っており、セメント処理砂質土を用いて鋼板の摩擦および摩耗特性について実験を行い、理論の妥当性を実証している。土粒子が固結している場合の土粒子と金属板との間に作用する摩擦係数については、単粒子による基本的なひっかき試験にもとづいて、摩擦抵抗力と垂直力との関係を理論および実験によって明らかにしている。また、土粒子による金属の摩耗量が、個々の土粒子の金属面への貫入深さを求めることによって算定されること、すなわち、垂直面圧と摩擦係数の関数として与えられることを理論的に解明している。固結土粒子の場合、その摩擦および摩耗現象は、ある程度砥粒における現象と類似しているが、高面圧における砂粒子自身の破壊、砂粒子相互の結合力の消滅および破碎粒子による目づまりなどの現象において異なっており、これらの諸点についても考察している。さらに、土粒子の粒度に着目し、粒度分布による摩擦係数および摩耗量の変化について理論式による解析を行い、実験による定量的検証を行っている。

第6章においては、ゆるく堆積した砂質土中を移動する金属面の摩耗機構およびその特性について理論解を与え、詳細な実験結果による実証を行い、掘削刃面やブルドーザのブレードの土砂の摺動面における摩耗現象について基礎的な考察を行っている。この場合の摩耗は、主として金属面上を砂粒子が滑動するときの砂粒子によるひっかき作用によって発生する。このときの金属面上の砂粒子の運動機構、すなわち、転動、滑動および静止について、ゆるく堆積した乾燥土砂中を金属面が移動する方向と金属面とのなす角度による運動機構の変化について考察している。さらに、滑動する砂粒子の分布形状から金属の摩耗量を算定する式を誘導し、別に導いた摩擦係数との相関性について述べており、実験によって理論式の妥当性を実証するとともに、有用な実験式を樹立している。

第7章においては、掘削刃の刃先などの工具エッジ部分の土砂による摩耗特性について、エッジ形状の摩耗による経時変化に関する理論解を与え、いくつかの実験によって理論の妥当性を実証してい

る。エッジ部分における摩耗機構は、金属面が平面である場合と比較して、金属の破壊状況が根本的に異なるため、単粒子によるひっかき作用による金属エッジの破壊面について顕微鏡観察を行い、金属面の曲率と破壊域の大きさとの関係について明らかにしている。そのうちエッジ部分に作用するくい込み抵抗およびエッジの曲率と破壊形態の関係とから、摩耗によるエッジの形状変化特性と摩耗量を算定するための理論解について述べ、丸鋼エッジ部分の摩耗に関する実験によって実証している。

第8章においては、以上の各章における研究成果を要約して結論としている。

さて、第Ⅱ編においては、第Ⅰ編に示したひっかき摩耗に対する基礎的研究の成果を、具体的に実物大の掘削刃などの摩耗特性の解明に適用していく方法について論じている。また、対象土を細粒土砂から粗粒土砂へと適用範囲を拡張し、種々の土砂性状について比較検討を行っている。なお、実際の土工現場において稼働している履带式重機械のトラック・シューのラグの摩耗について摩耗調査を行い、広範囲の土岩性状との相関性を明らかにしている。さらに、衝撃をとまなうひっかき摩耗現象として、インパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗特性について現場および室内実験を行い、実験的考察を行っている。

第9章においては、実物大の掘削刃の刃面における碎石粒子による摩耗特性について実験を行い、種々の掘削角度に対する刃面上の碎石粒子の運動形態に関する基礎研究より、刃面上の各位置における摩擦抵抗と摩耗量との関係について実験および理論によって、種々の角度より検討している。

第10章においては、実物大の掘削刃の刃先における土砂による摩耗形状変化特性について、解明している。まず、くさび体による基礎的な理論解析を行い、その計算結果より刃面に作用する土圧反力分布を求め、掘削刃の貫入抵抗との関係を明らかにしている。すなわち、掘削刃と土砂との間に作用する接触面圧を、刃面上に作用する土圧反力と刃先先端部に作用するくい込み抵抗に分けて考察している。さらに、刃先角度の大きさにともなう滑動土粒子数と粒子の刃面上における滑動速度を考慮に入れて、掘削刃の摩耗による経時形状変化について、主としてエッジ摩耗に主眼をおき、電子計算機を使用して解析している。その後、堆積した碎石土砂中に掘削刃を鉛直方向にくりかえし貫入させる実験を行い、解析の妥当性を実証している。

第11章においては、金属材料の摩耗に及ぼす砂礫特性と水の影響について、広範囲にわたる実験的考察を行っている。金属材料の摩耗量に影響を及ぼす根本的な要因として、7個の因子について説明を行い、種々の含水比で締固めた細砂から粒径の大きい碎石土砂や玉石などを使用し、丸鋼に作用する掘削抵抗と摩耗量との関係を明らかにしている。掘削抵抗に及ぼす含水比の影響、走行速度の影響およびその他の諸条件による影響を明らかにし、摩耗量を支配する重要な因子として掘削抵抗の大きさを評価している。さらに、摩耗量を支配するその他の要因として、金属の硬さや、土粒子の運動形態について実験的考察を行い、水浸状態における摩耗量増大について検討している。

第12章においては、実際の土工現場において稼働しているトラック・シュアのラグの土岩による摩耗特性を求め、種々の土工現場における摩耗量の経時変化について長期間の調査を行い、土岩性状との相関性を明らかにしている。

第13章においては、インパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗特性として、衝撃をともなうひっかき摩耗現象について、まず、噴砂流を使用した室内実験によって現象解析を行い、その後、実際のインパクトクラッシャーによる石英斑岩および硬質砂岩の破碎実験を行い、打撃刃の摩耗特性解明に関する検討を行っている。

第14章においては、以上の各章における第Ⅱ編の研究成果を要約して結論としている。

第 I 編

金属材料の土砂による摩擦および
摩耗機構に関する基礎的研究

第 I 編 目 次

第 1 章	土砂による金属の摩耗に関する従来の摩耗対策概論	1
1.1	概 説	1
(1)	衝撃による摩耗	1
(2)	摩擦・ひっかきによる摩耗	2
(3)	土砂粒のラッピング作用による摩耗	3
1.2	摩擦・ひっかきによる摩耗に関する理論的考察	3
1.2.1.	擬着摩耗の機構	3
(1)	Holmの法則	3
(2)	Archardの平面接触理論	6
(3)	擬着摩耗に対する摩耗対策	6
1.2.2.	ひっかき摩耗の機構	8
(1)	材料のかたさの影響	8
(2)	材料のヤング率Eの影響	9
(3)	ひっかき摩耗と摩擦との関係	11
(4)	ひっかき摩耗に対する摩耗対策	12
1.3	金属の摩耗に及ぼす土砂の特性	14
1.3.1	土砂の硬さが摩耗に及ぼす影響	14
1.3.2	土砂粒子の粒度・形状が摩耗に及ぼす影響	16
1.3.3.	岩石の被削性が金属摩耗に及ぼす影響	20
(1)	岩石の粉碎特性	20
(2)	岩石表面の硬さと削溝に対する抵抗性	21
(3)	プロトジャコノフ係数	21
(4)	岩石の摩耗に対する抵抗性と金属摩耗の関係	22
1.4	金属の材質特性と耐摩耗性	23
1.4.1	鋼の炭素含有量と摩耗量との関係	23
1.4.2	ひずみの限度と耐摩耗性	25
1.4.3	硬化肉盛溶接材の耐摩耗性	26
1.4.4	土砂に対する金属摩耗量の実用的算定式	29
1.5	結 言	30

参考文献	33
第 2 章 回転式摩耗試験装置の製作	35
2.1 概 説	35
2.2 従来の研摩試験機の種類	35
2.3 回転式摩耗試験装置の機能	38
2.4 回転式摩耗試験装置の構造	41
2.5 摩耗試験機の細部構造	55
2.6 結 言	60
参考文献	60
第 3 章 土砂と平板との間に作用する運動摩擦特性	62
3.1 概 説	62
3.2 実験装置とその方法	62
3.2.1. 木製土槽上で平板をけん引する方法	62
3.2.2. 摩擦箱と回転テーブルによる方法	64
3.3 実験結果	65
3.3.1. 乾燥土砂に対する平板の運動摩擦特性	65
(1) 平板を締固めた試料土上でけん引する場合の摩擦試験	65
(2) 摩擦箱の中に土砂を拘束した場合の鉄板との摩擦試験	67
3.3.2. 湿潤土砂に対する平板の運動摩擦特性	68
3.3.3. 振動を与えた場合の平板と締固め土との間の運動摩擦特性	71
3.4 考 察	73
3.4.1. 土の拘束度と運動摩擦係数との関係	73
3.4.2. 含水比の運動摩擦係数に及ぼす影響	76
3.4.3. 振動による減摩効果について	79
3.5 結 論	81
参考文献	82
第 4 章 固結土粒子に対する金属板の摩擦および摩耗機構に関する理論的解析	83
4.1 概 説	83
4.2 摩擦および摩耗機構の解析	83
4.2.1. 摩擦の機構	83
(1) 土粒子と金属面との間の摩擦係数	83

(2) 単粒子によるひっかき試験	84
4.2.2. 摩耗の機構	87
(1) 接触面圧と金属面への土粒子の貫入	87
(2) 土粒子貫入量と摩耗量との関係	91
4.3 摩耗量と接触面圧との関係	93
4.3.1. 固結土粒子の粒度分布	93
4.3.2. 種々の粒度分布に対する摩耗量と接触面圧との関係	95
4.3.3. 金属硬さと摩耗量との関係	100
4.4 結 論	111
参考文献	112
第 5 章 セメント処理砂質土に対する鋼板の摩擦および摩耗特性に関する実験的考察	114
5.1 概 説	114
5.2 セメント処理砂質土の強度特性	114
5.2.1. セメント処理土の締固め特性	115
5.2.2. セメント処理土の養生後の圧縮強度	116
5.2.3. 三軸圧縮試験によるセメント処理土のせん断強度および弾性的性質の決定	117
5.3 摩擦係数および摩耗量の実測	121
5.3.1. 実験装置およびその方法	121
5.3.2. 摩擦係数と摩耗量との関係	124
5.3.3. 粒度分布と摩擦および摩耗との関係	126
5.4 実験結果とその考察	128
5.4.1. 鋼板とセメント処理砂質土との間の摩擦係数	128
5.4.2. 摩耗量と接触面圧との関係	129
5.4.3. 摩擦係数と摩耗量との関係	130
5.4.4. 粒度分布と摩擦係数および摩耗量との関係	132
5.5 結 論	134
参考文献	136
第 6 章 ゆるく堆積した砂質土中を移動する金属面の摩耗機構	137
6.1 概 説	137
6.2 摩擦と摩耗機構の解明	137
6.2.1. 斜面上の砂粒子の運動	137

6.2.2	金属面の横掘削角と砂粒子の滑動	139
6.2.3	摩擦の機構と摩擦係数の大きさ	140
6.2.4	摩耗の機構と摩耗量の算定	141
6.2.5	摩耗量と接触面圧, 摩擦係数との関係	144
6.3	実 験	145
6.3.1	実験装置およびその方法	145
6.3.2	金属面上の砂粒子の運動方向と作用力	147
6.3.3	金属面の横掘削角と垂直面圧, 摩擦抵抗との関係	150
6.3.4	金属面の横掘削角の摩擦係数および摩耗量に及ぼす影響	152
6.4	実験結果とその考察	154
6.4.1	金属面上の滑動, 転動および静止砂粒子数の算定	154
6.4.2	摩擦係数の算定	156
6.4.3	摩耗量の算定	158
6.4.4	金属の摩耗量に及ぼす主要因	159
6.5	結 論	163
	参考文献	164
第 7 章	土砂による工具エッジ部分の摩耗特性	165
7.1	概 説	165
7.2	金属エッジ部分の摩耗機構	165
7.2.1	単粒子によるエッジ摩耗の顕微鏡観察	165
7.2.2	エッジ摩耗による摩耗面の形状変化特性	172
7.3	丸鋼によるエッジ摩耗の実験的考察	175
7.3.1	実験の装置と方法	175
7.3.2	丸鋼端部のエッジ摩耗による形状変化特性	178
	(1) 丸鋼に作用する土圧反力分布	178
	(2) 摩耗形状変化の実測値と理論曲線との比較	181
7.3.3	丸鋼円筒面の摩耗による形状変化特性	185
7.3.4	丸鋼の摩耗量の算定とその経時変化	190
7.4	結 論	191
	参考文献	192
第 8 章	結 論	193

第1章 土砂による金属の摩耗に関する従来の摩耗対策概論

1.1 概 説

建設機械の掘削工具などの土砂に対する金属の摩耗は、金属が相当な衝撃をともなって土砂粒子や岩石と衝突および摩擦して生ずる摩耗であり、接触圧力の小さい金属間摩耗におけるような表層の薄い変質層における摩耗ではなくて、大部分がかなり大きな荷重を受ける機械的破壊摩耗および研摩耗である。これらの摩耗の機構を解明し、定量的に摩耗量を支配する法則性を把握することによって、摩耗を軽減せしめる対策を樹立し、摩耗をある許容限度内に納めるための諸条件の決定を可能ならしめるための諸問題は、学術的にも工業的にもきわめて重要である。

この場合、摩耗とは金属材料と土砂・岩との相対接触運動において、金属の接触面が衝撃および摩擦作用によって損傷する現象である。この現象は決して単純なものではなく、この種の金属の摩耗の機構は、金属表面が土砂や岩石の粒子に衝突して生ずる破壊・損耗による摩耗、土砂や岩石の粒子の摩擦、ひっかきによるすりへり摩耗および金属間の微細な土粒子のラッピング作用による摩耗の3つの型式に大別される。実際には、これらのものが土砂岩石の性状、摩擦速度および作業状況の変化などに応じて共存しているものと考えられる。

(1) 衝撃による摩耗

球状の土粒子が、平面あるいは球状突起を有する金属体に衝突する場合について考える。Herzの公式およびS. Timoshenko¹⁾の弾性論によると、図-1.1に示すように、材質の異なる2個の球体が衝突するとき、土粒子の弾性係数、ポアソン比および半径をそれぞれ E_1 、 ν_1 、 R_1 とし、金属の方を E_2 、 ν_2 、 R_2 とすれば、接触円の半径 a は次式で与えられる。

$$a = \sqrt[3]{\frac{3\pi P(k_1+k_2)R_1R_2}{4(R_1+R_2)}} \quad (1.1)$$

ここに、

$$k_1 = \frac{1-\nu_1^2}{\pi E_1}$$

$$k_2 = \frac{1-\nu_2^2}{\pi E_2} \text{ である。}$$

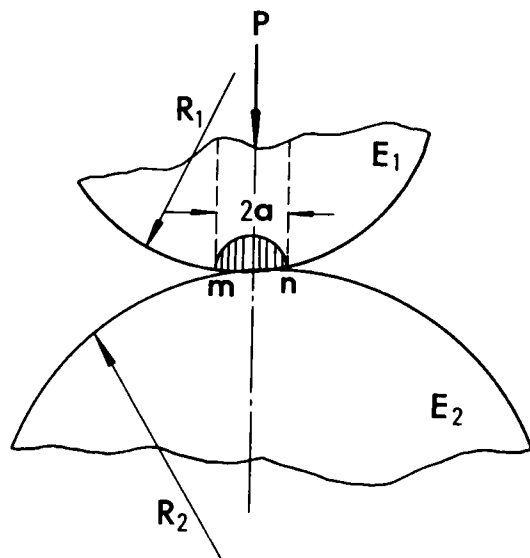


図-1.1 球面の接触

また、 P は荷重であり、その最大応力 p_{max} は接触円の中心に起こり、その値は

$$p_{max} = 1.5 P / \pi a^2 \quad (1 \cdot 2)$$

で与えられる。また、その局部的変形による全変形量 λ は、次式で与えられる。

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9\pi^2}{16} \frac{P^2(k_1+k_2)^2(R_1+R_2)}{R_1R_2}} \quad (1 \cdot 3)$$

金属体を平面と考えたときは、 $R_1=R$ 、 $R_2=\infty$ とし、また、 $\nu_1=\nu_2=0.3$ とすると、

$$\left. \begin{aligned} a &= 0.88 \sqrt[3]{PR \cdot \frac{E_1+E_2}{E_1E_2}} \\ p_{max} &= 1.5 P / \pi a^2 \\ \lambda &= 0.77 \sqrt[3]{\frac{P^2}{R} \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right)^2} \end{aligned} \right\} \quad (1 \cdot 4)$$

で表わすことができる。

以上の関係式より、接触円の半径および全変形量は弾性係数に反比例し、衝突のとき生ずる金属表面の最大応力はその弾性係数の減少とともに低下することを示している。すなわち、土砂に対する摩擦現象の中で掘削機械の爪先やカッティングエッジに生ずるような摩擦は、まず、金属面が衝撃をとまって土岩の粒子に衝突する際、上式に示す最大圧力 p_{max} で金属表面が破壊され、続いてつぎに述べる摩擦・ひっかきによる摩擦を受けるものと考えられる。この破壊の最大応力は刃先などに加えられる力に比例し、その金属の弾性係数の大きさにも比例する。金属体がこの最大応力 p_{max} を受けたとき、金属体に生ずる変形量はその材料の許容量を越えた場合に破壊損耗して摩擦するのである。この衝突によって発生する破壊摩擦を小さくするためには、荷重 P を小さくすればよいが、機械の大型化による作業能力の増大に逆行することであり望ましくないので、材料として弾性係数 E を小さくすることが要求される。すなわち、衝突による機械的破壊摩擦量が破壊の最大応力 p_{max} に比例するものとすれば、その摩擦量は上式より荷重 P の $1/3$ 乗に比例し、弾性係数 E の $2/3$ 乗に比例するのである。

(2) 摩擦・ひっかきによる摩擦

土砂や岩石が金属表面を摺動するときの摩擦の機構を大別すると、土砂が金属面の凹凸を上下運動するための摩擦、接触部の真実接触点をせん断するための摩擦および土砂粒が金属面に摩擦傷としてひっかきや変形を与えるための摩擦に分類することができる。このうち、最初の摩擦は、対象土砂のせん断にともなう容積変化のためのエネルギー損失に変換するだけで、摩擦には直接関係がなく、また土砂の粒径と比べ金属表面は平面とみなすことができる。つぎに、接触部の真実接触点のせん断は、接触点付近の材料が突起先端で局部的な塑性変形をしているため加工硬化をしており、母材より強くなっているため一般に接触面上には起こらないで、加工硬化の程度および突起断

面積の変化から考えて最も弱い突起断面上に発生する。母材内でせん断が生ずるから、そのとき母材の一部が摩耗粒として持ち去られ機械的摩耗が生ずるのであり、これが一般に凝着摩耗として知られているものである。最後に述べた土粒子が金属面に摩擦痕を与える摩擦は、一般に、ひっかき摩耗として知られている現象を引き起すものであり、土砂粒が通った痕が塑性的に削り取られる研削あるいはラッピングと同様の機構である。これらの摩擦および摩耗機構については次節以下に詳述する。

(3) 土砂粒のラッピング作用による摩耗

建設機械の足まわり部品であるトラクターのアンダキャレージなどの摩耗は、主として研削におけるラッピングと同様な機構によるものである。すなわち、リンクとローラ、ピンとブッシュの間に土砂が混入して発生する摩耗であり、アイドラフランジ、キャリアローラおよびトラックローラ、リンクおよびトラックピン、ブッシュなどの摩耗は、その代表的なものである。

この場合は、ラッピング理論の計算式が適用できるから、接触点では完全塑性変形の状態にあるものと考えて、土砂粒を球形と考えた場合には、摩耗量 M_s は、

$$M_s = 0.302 \frac{l_s}{r_s} \frac{1}{\sqrt{n_s}} \left(\frac{P}{H_v} \right)^{1.5} \quad (1.5)$$

土砂粒を円錐形と考えた場合には、摩耗量 M'_s は、

$$M'_s = 0.590 l_s \cot \theta_s \cdot \left(\frac{P}{H_v} \right) \quad (1.6)$$

で表わすことができる。

ただし、 l_s はひっかき長さ、 r_s は土砂粒の半径、 n_s は単位面積あたりの土砂粒の数、 θ_s は土砂粒を円錐形と考えた場合の頂角の半分、 P は荷重であり、 H_v は材料のビッカース硬度である。

すなわち、この場合にも摩耗は荷重に比例し、硬さが高いほど摩耗は減じ、単位体積あたりの土砂粒の多いほど、粒径の小さいほど、また、土砂粒を円錐形と考えた場合には頂角の小さいほど摩耗量は多くなっている。

1.2 摩擦・ひっかきによる摩耗に関する理論的考察

1.2.1 凝着摩耗の機構

凝着摩耗は、その名の示すとおり、相接する2面の微小突起が金属凝着を起し、相対運動によって引き離されるとき、相手側に付着して摩耗が進行するものである。土岩に対する金属摩耗に対しては、金属の化学成分、摩擦面温度による拡散係数の増加、金属の表面エネルギーなどの物性論的な諸性質が摩耗に大きな影響を及ぼすのである。

(1) Holmの法則²⁾

R. Holmは、摩擦は摩擦により相接近した2面の一方の原子あるいは数原子団が、原子力の場から離脱するときにある確率で他に捕えられる現象であると考え、理論的にこの法則を導いた。

すなわち、2つの試片が荷重Pを受けて接触しているとき、表面の微小突起の先端で金属凝着を生ずるが、その真実接触面積Aは材料のかたさを H_0 とするとき

$$A = P/H_0 \quad (1.7)$$

という関係が成立する。原子間隔を α_a とすれば、凝着している原子数 n_a は、 A/α_a^2 で表わされる。そして摩擦距離Lだけの相対運動によって、この n_a 個の原子がそれぞれ L/α_a 回の凝着の機会をもつことになる。ここで、凝着原子のうち一方の側の原子が他方の側の原子につかまって持ち去られる確率を Z_1 とすれば、摩耗量 M_v は次式で表わされる。

$$M_v = n_a \times \frac{L}{\alpha_a} \times Z_1 \times \alpha_a^3 = Z_1 n_a \alpha_a^2 L$$

$$M_v = Z_1 \frac{PL}{H_0} \quad (1.8)$$

この式は、摩擦に関するHolmの法則と呼ばれており、摩耗率は荷重に比例し、材料のかたさに反比例するという単純明快な関係である。ここで、 Z_1 で表わされる確率の定量的関係が重要であり、組合わされた材質、荷重や速度などの摩擦条件によってどのように変化するかについてR. Holmは、つぎのように述べている。

いま、2面間の真実接触点が n_b 個で、それぞれ半径 a' の円と仮定すれば、

$$n_b \pi a'^2 = A = \frac{P}{H_0} \quad (1.9)$$

である。また、摩耗痕の幅の総計は $2 n_b a'$ で表わされるから、平均して m 層の原子が摩耗したとすれば、摩耗量 M_v は

$$M_v = m \alpha_a \times 2 n_b a' \times L = 2 m \alpha_a n_b a' L \quad (1.10)$$

で与えられる。式(1.8)・(1.9)と合わせて、つぎの関係式がえられる。

$$m = \frac{\pi a'}{2 \alpha_a} \cdot Z_1 \quad (1.11)$$

普通の金属では、 $\alpha_a = 2 \times 10^{-8} \text{cm}$ 、 $a' = 2.5 \times 10^{-3} \text{cm}$ 程度であるから

$$m \doteq 2 \times 10^5 Z_1 \quad (1.12)$$

と考えてよい。R. Holmは各種の条件を変えた実験から(1.8)式によって Z_1 を求め m を算定した。

その結果、 m の値は同じ材質の組合わせでは、荷重の広い範囲にわたって一定である。これは、

前述の(1・8)式の比例定数 Z が荷重によらず一定であることで、摩耗率は荷重に比例するというHo lmの法則の成立することを示すものである。また、 m の数値は一般に1より大きく、数原子層が一緒にもぎ取られることを示している。その値は、試片の材質によってだいたい一定である。しかし、相手のスライダの材質によってかなり変っている場合もある。

以上のHo lmの法則は、その後多くの人々によって実験的に確認されたものである。たとえば、J. T. Burwell, Jr.³⁾とStrang⁴⁾は、前出の(1・8)式の両辺を試片の見かけの面積 A_0 で割って、摩耗深さ $h_0 = M_0/A_0$ は平均圧力 $p_0 = P/A_0$ に比例することを示し、比例定数 $Z_1/H_0 = k'$ とおけば

$$h_0 = k' p_0 L \quad (1 \cdot 13)$$

で表わされることを示した。そして、実際にピンとリングの組合わせによって詳細な摩耗実験を行った。ピンは円錐形を使用し、材質はSAE1025鋼($H_B 223$)と硬鋼($H_B 430$)であり、リングは $H_B 550$ に焼入れした鋼の円板を用いた。その実験結果は、図-1.2に示すとおりであり、ピン形状が円錐形であるから試験中に見かけの接触面積は常にかわるが、荷重を一定にすれば摩耗量は走行距離に比例してHo lmの法則が成立することが認められた。しかし、これは凝着摩耗係数 k' が一定となる摩擦圧力の比較的軽い範囲において実証されただけであって、圧力が次第に増大すると、ある限度から摩耗量は急激に増大し、いわゆる焼き付きの状態となる。この圧力を遷移圧力というが、この場合、その硬さ H_B の約 $1/3$ の値であることが判明した。その後、多くの研究者によって、この摩耗量の急激な変化は認められているが、遷移圧力は必ずしも硬さの $1/3$ とは限らない。普通、この凝着摩耗係数 k' 一定の範囲を軽摩耗、急激に増大しているところを重摩耗と呼んでいる。

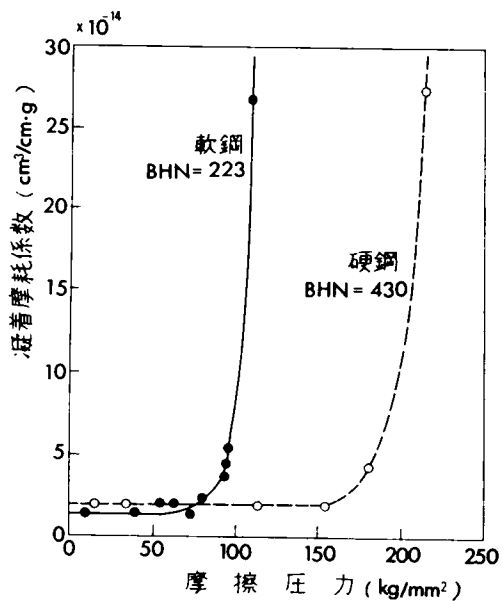


図-1.2 凝着摩耗係数³⁾

重摩耗は軽摩耗に比し、摩耗量は数十倍から数百倍になり、金属間摩耗の場合、摩耗粉は重摩耗の場合は光沢のある金属粉を出す、軽摩耗では酸化粉を出す。この軽摩耗から重摩耗に移る荷重を遷移荷重と称し、この方面の研究としてArchardとHirst⁵⁾の研究が有名である。この遷移荷重はつねに明確に定まるものではなく、材質と摩耗条件によっては軽摩耗と重摩耗とが混合して起こっていると見られる場合もある。

この遷移荷重の考えで多くの摩耗現象の説明ができる。例えば、初期摩耗の現象は、材料の表面仕上げの関係で面が完全になじんでいないために、局部的に遷移圧力がかかり重摩耗が起こってい

ると考えられる。次第に面がなじんで遷移圧力以下の圧力になれば摩耗も少なくなって定常化してくるものと考えられる。

(2) Archard の平面接触理論

原子が出合う度ごとに2個の原子がはく離するという原子的な道程をへて摩耗が起こるというHolmの考え方は、荷重に比例する摩耗率を与えはするが、必ずしも多くの実験値とは一致しない。Archardは、金属仕上面の表面あらさの突起を球状とし、接触面の一方を真平面と考えた模型を一般理論の出発点として使って、Holmの原子がはく離するという考えの代りに、凸部が出合うごとに摩耗粒子がはく離すると考えた。そして、機械的摩耗の場合に多数接触分布を考え、Blok⁶⁾およびRabinowicz⁷⁾によって使用されたものと同じ接触の継続を考えて、すべての接触が摩耗粒になるのではなく、使用する材料の組合せによって固有の確率係数 Z_2 の割合で摩耗粒が生ずると考えて、塑性変形によって接触面から塊状はく離する場合の摩耗量を次式で与えている。

$$M_d = Z_2 P / 3 p_m \quad (1.14)$$

ここに、 p_m は真実接触面積の接触圧力であり、 P は荷重である。これは、R. Holmの(1.8)式と同様であり、本質的には原子のはく離というHolmの概念を、摩耗粒のはく離と云う考えでおきかえたものである。すなわち、この場合は摩耗は荷重に比例し、見かけの接触面積に無関係である。係数 Z_2 および真実接触面の接触圧力 p_m が一定であるときは、すべり速度および面を表わすために使用された模型にも無関係である。また、材料の諸要素のなかでは、真実接触圧力に關与する硬さと強度が摩耗量に影響を与えていることを示している。

また、Archardが摩耗粒の形状を半球形とし、確率係数 Z_2 を考えているのに対して、吉本⁸⁾、築添⁹⁾は金属面接触機構の理論を基礎としてつぎの式をえている。すなわち、摩耗粒の形状を円錐形とし、金属仕上面の表面仕上げに關連する突起の斜面の傾角 θ_0 を入れて、機械的摩耗の場合は、その真実接触面積 A は、

$$A = \frac{P}{p_m} \quad (1.15)$$

摩耗量 M_d は、

$$M_d = \frac{1}{6} \tan \theta_0 \cdot \frac{P}{p_m} \quad (1.16)$$

で与えられる。

この理論式も本質的にはHolm, Archardと同じであるが、単位すべり距離あたりの機械的摩耗量は荷重に比例し、すべり速度に直接には無関係であることが解る。また、真実接触面の接触圧力 p_m に反比例するが、 p_m は金属の硬さに対応するものであるから、機械的摩耗量は硬さが大きいほど小さいことがいえる。なお、突起の斜面の傾角 θ_0 は一般の金属仕上面では表面がなめらかなほど小さいから、摩耗は表面のなめらかなほど少なくなることがわかる。

(3) 凝着摩耗に対する摩耗対策

凝着摩擦に関する理論的な考察として、R. Holmの法則およびArchardの理論について、すでに略述した。その他土岩に対する金属凝着による摩擦現象に影響を及ぼす要因として、摩擦温度と表面エネルギーが重要である。すなわち、互いに接触する2面間の凝着現象は摩擦温度によってかなり変化する。いわゆる再結晶温度では凝着のもとになる拡散現象が激しくなり、鉄の再結晶温度は350～450℃と考えられるので、摩擦面の微小突起における温度が、これらの値を越すような条件では摩擦が急増するものと考えねばならない。なお、固体間に発生する摩擦温度に関する理論として、F. P. Bowden¹⁰⁾、曾田¹¹⁾およびJ. C. Jaeger¹²⁾らの詳細な研究がよく知られている。

つぎに、凝着摩擦は接触2面間の原子的な凝着によるものであるから、材質の機械的性質だけでなく、その表面エネルギーが大きな影響をもつものである。E. Rabinowicz¹³⁾は、相接する材質間の凝着の仕事 W_{ab} がその間の摩擦と摩擦とに直接定量的に関係することを実証した。なお、 W_{ab} は、材質aとbの表面自由エネルギーをそれぞれ r_a 、 r_b とし、両者間の界面自由エネルギーを r_{ab} で表わすとき、次式で定義されるものである。

$$W_{ab} = r_a + r_b - r_{ab} \quad (1.17)$$

さて、Rabinowiczは、金属表面から摩擦粉末が発生するのは、その部分に貯えられた弾性エネルギーが、その部分を母材に固着させている凝着エネルギーを越す値になったときであると考えた。すなわち、図

1.3に示す半球状の摩擦粒子模型を考えると、粒子が分離する限界のエネルギーの釣合い条件はつぎのようになる。

$$\frac{1}{2} \frac{\sigma_r^2}{E} \times \frac{\pi d^3}{12} = W_{ab} \times \frac{\pi d^2}{4} \quad (1.18)$$

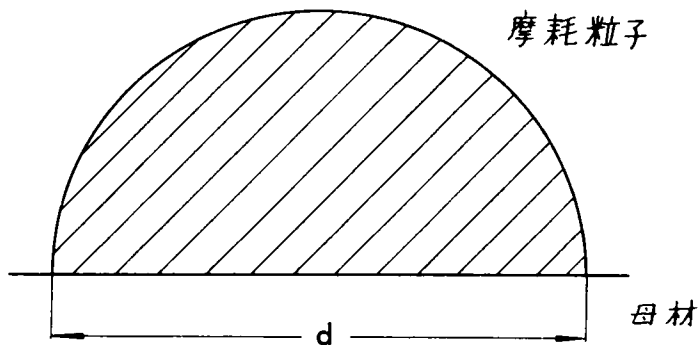


図-1.3 半球状摩擦粒子の模型

ここで、 d は粒子の直径、 σ_r は粒子内の残留応力、 E はそのヤング率である。

弾性変形の範囲では、応力とひずみとは比例するので、 σ_y を圧縮降伏応力、 ν をポアソン比とすれば多くの金属について $\sigma_r^2/\sigma_y^2 = \nu^2 \doteq 1/10$ 、 $\sigma_y \doteq (1/3)H_0$ 、 $\sigma_y/E = 3 \times 10^{-3}$ という関係が認められるので、結局上式から摩擦粒子の直径 d を表わすと次式がえられる。

$$d \doteq 6 \times 10^4 W_{ab}/H_0 \quad (1.19)$$

この式は、2面間の凝着の仕事 W_{ab} と硬さ H_0 の比が摩耗粉末の大きさに直接関係することを示すもので、E. Rabinowiczは多くの金属について同種金属の組合わせによる摩耗実験を行ない、上式が近似的に成立することを実証した。また、異種金属間の組合わせにおいて、摩耗粉末の直径が小さくなることより、異種金属間の凝着の仕事の低下が摩耗の軽減に役立つことを示唆した。

土砂と金属の表面エネルギーに関しては、まだ工学的に利用できるデータは少ないので定量的な表現はできないが、異種物質の組合わせの場合、その間の凝着の仕事である W_{ab} が弱い方の金属同志の凝着 W_{aa} より大きいときは摩擦は大きくなり、したがって摩耗も多くなることなどが明らかである。このような、固体の表面エネルギーをもとにした摩耗の理論は、凝着摩耗の本質を理解する上できわめて貴重なものである。

さて、上述の摩耗の機構より考えると、土砂に対する金属の凝着摩耗を軽減させるための摩耗対策としては、土砂による作用荷重を材料の硬さの $1/3$ 以下にすること、摩擦温度が使用する金属の再結晶温度以下であるような運転条件を選ぶことおよび表面エネルギーと硬さとの比が小さい金属を選ぶことなどがあげられる。しかし、これを実際の土砂に対する摩耗対策に適用するには、多くの諸問題を解決していかなければならない。

1.2.2 ひっかき摩耗の機構

土岩による金属摩耗の主たる要因は、表面のあらい硬い土岩粒子による金属材料のひっかきに由来するものであり、機械的の切削作用による摩耗である。このひっかき摩耗は、凝着摩耗や腐蝕摩耗に比べてきわめて大きく、建設機械の土岩による摩耗機構を説明するための重要な問題である。従来、この方面の研究としては、主として材料の機械的性質の摩耗量に及ぼす影響および摩擦と摩耗量の関係について若干の研究があるが、なお未解決の問題が多い。

(1) 材料のかたさの影響

M. M. Khrushchov¹⁴⁾およびM. A. Babichevらは、各種の純金属と鋼の耐摩耗性を比較するために、研摩紙を用いて詳細な摩耗試験を行なった。主として、各種金属のひっかき摩耗に及ぼす硬さの影響について簡単な実験式を求め、さらに合金の耐摩耗性を各成分の耐摩耗性の総和として表わし、単純な合金について実証した。

耐摩耗性の指標としては、各試片の摩耗率(一定面圧、一定摩擦距離に対する摩耗量)の逆数を用い、摩耗率最大のPbに対する比を相対耐摩耗度 ϵ_m とすると純金属と焼鈍した鋼材の相対耐摩耗度 ϵ_m とそのピッカース硬さ H_v との関係は、図-1.4に示すように正比例しており、 b を比例定数として次式で表わされる。

$$\epsilon_m = bH_v \quad (1.20)$$

しかし、熱処理によって硬さを増した場合は、相対耐摩耗度の向上は、上式よりかなり小さく、同図に示したように、

$$\epsilon_m = \epsilon_{m_0} + b'(H_v - H_{v_0}) \quad (1.21)$$

で与えられる。ここで、 ϵ_{m0} は硬さ H_{v0} の焼鈍鋼の相対耐摩耗度、 b' は鋼の種類によって定まる常数である。さらに、加工硬化によってその硬さを増した場合の摩耗試験も行なっており、この場合には耐摩耗性の向上は全く認められない。その理由は、研摩紙砥粒のひっかき作用のため、摩擦面は高度の加工硬化を受けるので、最初に加工硬化をしていてもいなくても全然差がないのであると説明している。

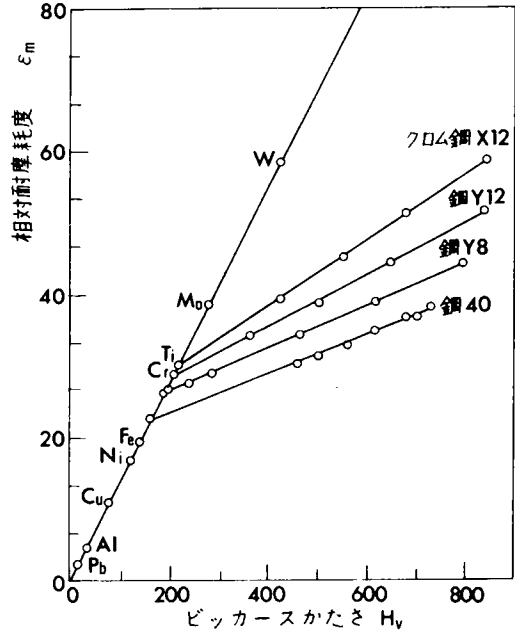


図-1.4 研摩紙に対する各種金属の相対耐摩耗度⁴⁾

(2) 材料のヤング率 E の影響

ひっかき摩耗を支配する要素としては、材料の硬さの他にそのヤング率を取りあげ、耐摩耗性の尺度とする研究も多い。T. L. Oberle¹⁵⁾は、ひっかき作用では材料のひずみの弾性限度 ϵ_e の大きいほど破損しにくいと考えている。すなわち、図-1.5に示すような応力-ひずみ曲線で弾性係数の大きい材料 E_1 の応力の弾性限度である σ_1 が弾性係数の小さい E_2 の材料の応力の弾性限度 σ_2 より大きくても、ひずみの弾性限度 ϵ_2 の方が、 ϵ_1 より大きい場合には、 E_2 の弾性係数をもつ材料の方が耐摩耗性が大となるということである。 σ_e を応力の弾性限度とすると、

$$\epsilon_e = \frac{\sigma_e}{E} \propto \frac{H_0}{E} \quad (1.22)$$

で表わされるから、 H_0/E が耐摩耗性の指標となることを示した。また、 H_0 をブリネル硬さ、 E を p. s. i 単位で表わしたときの $(H_0/E) \times 10^6$ の値を Modell 値と名付けて耐摩耗性の尺度として示した。

$$\text{Modell} = (H_0/E) \times 10^6 \quad (1.23)$$

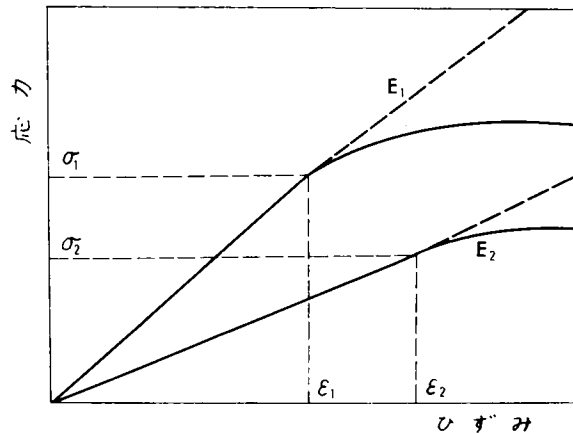


図-1.5 材料の応力-ひずみ曲線

このModellは、金属がその材料の弾性限度を越えないで侵入し得る深さを示す値であり、高Modell材料はスプリングのように作用し、エネルギーを吸収して荷重が高い値になることを防止する。なお、この関係、すなわち、金属の表面摩擦が材料のひずみの弾性限度に密接な関係を有することは、Bowden¹⁰⁾ および他の人々によって実証されている。

また、金属表面の安定度は、ブリネル硬さとModell値の関係を図示した場合にえられる三角形の面積に密接な関係を示すと考えられる。この面積は弾性ひずみエネルギーを吸収または貯蔵する金属表面の容量と密接な関係があり、ひずみの弾性限の大きいことは、材料の破損までのひずみエネルギーの大きいことを示している。

この三角形の面積は、

$$\text{Modell} \times \frac{H_B}{2} = \frac{H_B^2}{2E} \propto \frac{\sigma_e^2}{2E} \quad (1.24)$$

となり、弾性限度における単位面積あたりの弾性ひずみエネルギーは、金属表面の安定度の尺度を示すものと考えられる。すなわち、この場合の耐摩耗度 e'_m は

$$e'_m \propto \text{Modell} = (H_B/E) \times 10^6 \quad (1.25)$$

または、

$$e'_m \propto H_B^2/2E \quad (1.26)$$

と考えられる。

これらは、いずれも摩耗対策としては、単に硬さ H_B の大きい材料だけでなく、ヤング率 E との比 H_B/E または H_B^2/E の大きい材料をえらぶべきことを示したもので、同じ硬さならばヤング率の小さい材料の方が、耐摩耗性があることを明らかにした。

一方、R. T. Spurr・T. P. Newcomb¹⁶⁾ は、種々の降伏応力およびヤング率をもつ金属材料について、研磨紙に対する摩耗試験を行なったが、その結果は図-1.6に示すように、降伏応力 q およびヤング率 E の大なる方が、いずれも摩耗率は減少している。しかも、 q については、実験点がかな

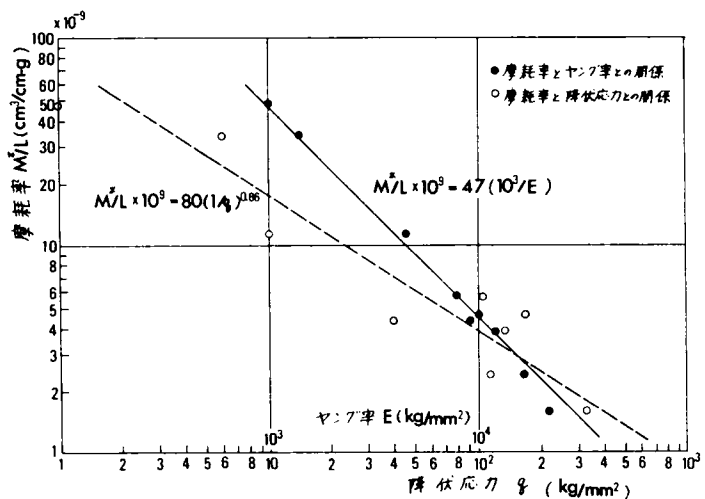


図-1.6 研磨紙に対する摩耗率と降伏応力およびヤング率との関係¹⁶⁾

ちらばっているのに対して、Eについてはかなりよく一本の線にのっている。これは、前述の Khruschovの結果と異なった結論であり、Oberleにならって q/E を計算して摩擦率との関係を図示しても実験点ははなはだしくばらついている。球と平面との弾性接触の面積は、Herzの公式よりヤング率Eの $1/3$ 乗に反比例することは明らかである。したがって、上述の Spurrらの実験結果は、摩擦率と弾性接触面積とが直接の関連をもつことを示すものである。すなわち、土砂粒による金属のひっかき摩擦の機構が完全な塑性変形領域にあると仮定することは問題であり、弾性変形を考慮した修正を必要とすると考えられる。

(3) ひっかき摩擦と摩擦との関係

J. Goddard・H. J. Harker・H. Wilman¹⁷⁾は、各種の純金属を種々の大きさの砥粒をもつ研磨紙上でひっかき摩擦試験を行ない、単位摩擦距離あたりの摩擦量 M_z と摩擦係数 μ との間の定量的関係を見出した。一例として、CuおよびWの場合は、図-1.7のようであり、これより実験式として次式をえている。

$$M_z = k_1 P (\mu - \mu_0) \quad (1.27)$$

ここで、Pは荷重、 μ_0 は金属と金属との間の摩擦係数、 k_1 は金属の種類によって定まる比例定数である。この関係を理論的に説明するために、まず、荷重PのうちfPは n_e 個の砥粒によって受け、残りの $(1-f)P$ は、研磨紙に付着した切屑と金属接触していると仮定した。また、1個の砥粒によるひっかきみぞの断面積を A_2 、みぞから排除されてふたたび試片に付着している部分(大部分はみぞの両側面への盛り上がりである)の相当断面積を A_1 とする。さらに、砥粒の進行方向の材料の流動応力を p'_m とすれば、実際に材料に接触している砥粒の摩擦係数を掘り起こしの項 μ_p と凝着の項 μ_a とに分けて解析すると、

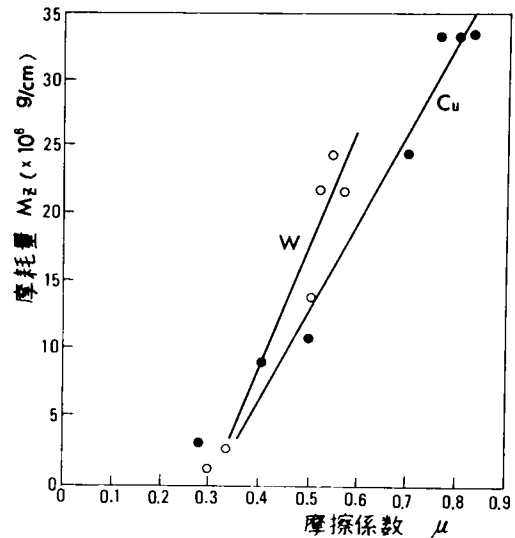


図-1.7 摩擦量と摩擦係数との関係¹⁷⁾

$$\mu_p f P = n_e A_2 p'_m$$

$$\mu P = f P (\mu_a + \mu_p) + (1-f) P \mu_0$$

なる関係がえられる。したがって、摩擦量 M_z は金属材料の密度を ρ とすると、次式で与えられる。

$$M_z = n_e \rho (A_2 - A_1) = \frac{P \rho}{p'_m} \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right) \left[\frac{\mu - \mu_0}{1 + \left(\frac{\mu_a - \mu_0}{\mu_p}\right)} \right] \quad (1.28)$$

砥粒の形状を仮定すれば、 μ_p 、 μ_a は一義的に定まるので、この式は前述した実験式(1・27)を定性的に説明しているのである。

一方、砥粒接触面の荷重方向への投影面積を A_A とすると、 p_m を接触面の流動応力として、

$$fP = n_e A_A \cdot p_m$$

となるから、摩耗量 M_z の式とから

$$\frac{M_z}{\rho} = \left(\frac{A_2}{A_A}\right) \left(\frac{fP}{p_m}\right) \left(1 - \frac{A_1}{A_2}\right) \quad (1 \cdot 29)$$

なる関係式がえられる。この式は、すべての材料について A_1/A_2 の比が等しければ、摩耗量 M_z が材料の流動応力 p_m 、すなわち摩擦面表層の硬さに反比例することを示すものであり、前節で述べたKhrushovの考え方を支持するものである。

なお、J. Goddard¹⁸⁾らは、砥粒子の形状を金属面に垂直な軸をもつ球、円錐、三角錐および四角錐とした場合の摩擦係数の大きさを解析し、種々の場合について摩耗量と摩擦係数が直線関係にあることを理論的に説明した。また、 s を砥粒子と金属面との接触部におけるせん断応力とし、 θ_s を各粒子形状の主軸と側面とのなす角とすると、掘り起こしの項 μ_p と凝着の項 μ_a の和として与えられる摩擦係数 μ は、次式で与えられる。

等辺三角錐に対して

$$\mu = \left(\frac{2}{\pi}\right) \left[2.25 \left(\frac{p'_m}{p_m}\right) \cot \theta_s + 1.473 \left(\frac{s}{p_m}\right) (1.333 \operatorname{cosec}^2 \theta_s - 1)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (1 \cdot 30)$$

四角錐に対して

$$\mu = \left(\frac{2}{\pi}\right) \left[\sqrt{2} \left(\frac{p'_m}{p_m}\right) \cot \theta_s + \left(\frac{s}{p_m}\right) (2 \operatorname{cosec}^2 \theta_s - 1)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (1 \cdot 31)$$

円錐に対して

$$\mu = \left(\frac{2}{\pi}\right) \left[\left(\frac{p'_m}{p_m}\right) \cot \theta_s + \left(\frac{s}{p_m}\right) \operatorname{cosec} \theta_s \right] \quad (1 \cdot 32)$$

上述の理論式は、いずれも p'_m/p_m と s/p_m の項で表現されるが、一般に摩擦係数 μ は、70 μ 以上の粒径をもつ粒子に対しては金属の硬さがかたくなるほど小さくなることより、摩擦係数には s/p_m より p'_m/p_m の方が大きな影響を及ぼすことが判明している。また、 θ_s で表現される摩擦係数 μ をパラメータとして、摩耗量を土砂粒の形状 θ_s によって表現することが可能であり、實際上、顕微鏡下でみられる鈍角粒子に対して非常によく一致することが報告されている。

(4) ひっかき摩耗に対する摩耗対策

すでに述べたように、土岩に対する金属摩耗の主要部分はひっかき摩耗であり、その機構を解

析する場合、金属の機械的性質と土岩・土砂粒の特性の両面から分析する必要がある。金属の機械的性質の影響としては、ひっかき摩耗に対して、本質的に硬さの高い材料を用いることであり、熱処理焼入れによって硬さを増すことはかなり有効である。また、材料のヤング率をEとして、 H_0/E または H_0^2/E の大きい材料はひっかき摩耗に強い。ヤング率単独で比較した場合には、その値の大きい方が耐摩耗性がある。また、水野¹⁹⁾によって明らかにされた摩擦仕事あたりの摩耗容積は材料のせん断強さに反比例するという考え方も、摩耗対策に有効な指針を与えるものである。なお、金属表面の硬さを表現する物理量としては、従来、ブリネル硬さ、ピッカース硬さ、ロックウェル硬さおよびショア硬さとして知られる押し込み硬さ試験法や反ばつ式硬さ試験法によって、金属材料のそれぞれの特性によって異なる方法で測定されており、各硬さ相互の関係や引張り強度との関係については、多くの研究²⁰⁾がなされてきた。しかし、ひっかき摩耗に対する硬さ測定の方法として最も妥当な方法は、モース硬さやマルテンス硬さなど直接ひっかき試験を行なって求める方法である。Taborはモース硬さと押し込み硬さとの関係を求めるため、各種の金属を用いてひっかき試験を行なった。この実験において、荷重とひっかき圧子の形状は、ひっかき硬さには本質的には影響を与えず、ひっかき機構は切削機構によく似ていて塑性的なせん断と表面摩擦との混合したものであり、ひっかき硬さSと押し込み硬さ H_p の間には、

$$H_p = K_1 \times 1.2^S \quad (K_1: \text{常数}) \quad (1.33)$$

なる関係があることを報告している。また、Winchell²¹⁾とTaylor²²⁾は図-1.8に示すように、 $\log H_p = n'S$ なる関係があることを示している。そして、モースの標準に対しては、 $n' = 1.6$ であり、モース硬さ値はひっかき硬さ値を定めるものであり、さらにこれは押し込み硬さと関連をもっており、モース硬さの増加量は押し込み硬さの増加量の60%に相当することが分る。この関係は、土岩に対する金属の摩耗の大部分が土岩による金属表面の機械的ひっかきに起因する場合が多く、この種の摩耗を考える場合、きわめて重要である。

一方、金属の土岩によるひっかき摩耗量を定量的に把握するための算定式を樹立することは、摩耗対策上きわめて重要である。いま、砂粒子を図-1.9に示すように、球形と考えた場合、ひっかき摩耗として金属面との接触点

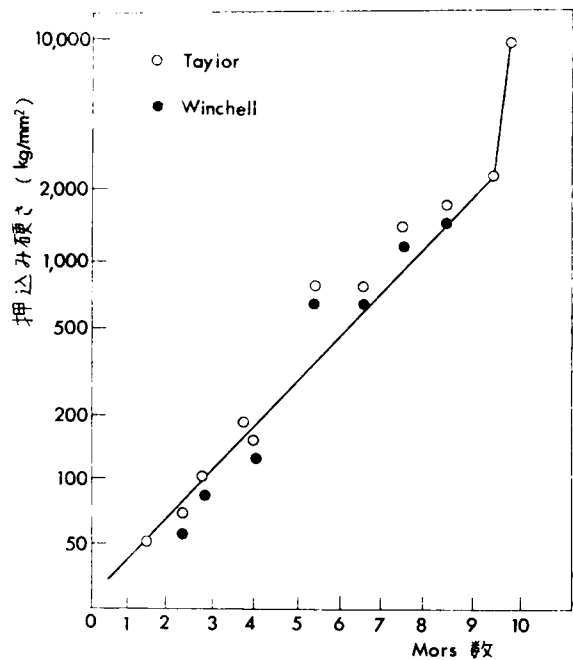


図-1.8 モース硬さ数(S)と押し込み硬さ(H_p)との関係

では塑性変形の状態にあると考え、金属の弾性変形や両側への盛り上りはないとし、土砂粒の通った体積がそのままひっかいて削り取られると考えると、接触圧力 p_m (金属の降伏圧力) は、

$$p_m = 8P / \pi b_0^2 \quad (1.34)$$

で与えられる。ただし、 P は土砂粒 1 個にかかる力の大きさである。また、ひっかき痕の断面積 a_0 は、その溝の幅 b_0 に対して、

$$a_0 \doteq \frac{2}{3} b_0 h_0 = \frac{1}{12 r_s} \left(\frac{8P}{\pi p_m} \right)^{1.5} \quad (1.35)$$

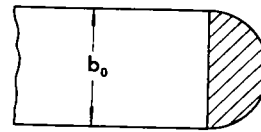
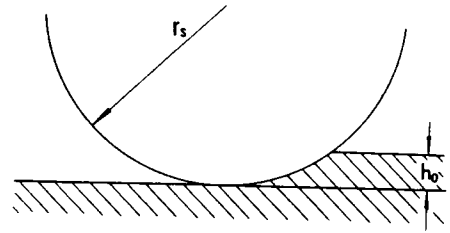


図-1.9 土粒子によるひっかきの切削模型

したがって、ひっかき長さを l_s とすれば、ひっかきによる摩耗量 m_s は、

$$m_s = \frac{4\sqrt{2}}{3} \left(\frac{P}{\pi p_m} \right)^{1.5} \frac{l_s}{r_s} \quad (1.36)$$

となる。

単位面積あたりの全荷重を Q 、土砂粒の数を n_s とすれば、 $P = Q/n_s$ となり、単位面積あたりのひっかきによる摩耗量 M_s は、

$$M_s = n_s m_s = 0.338 \frac{l_s}{r_s} \frac{1}{\sqrt{n_s}} \left(\frac{P}{p_m} \right)^{1.5} \quad (1.37)$$

また同様に、砂粒子を円錐形と考えれば、摩耗量 M'_s は次式で与えられる。

$$M'_s = 0.637 l_s \cot \theta_s \left(\frac{P}{p_m} \right) \quad (1.38)$$

ここに、 θ_s は、土粒子を円錐形と考えた場合の頂角の半分である。この場合、摩耗量は荷重に比例または 1.5 乗に比例すること、 p_m は金属材料の硬さに比例し、金属材料の硬さが高いほど摩耗量は減少することおよび土砂粒子が尖鋭であるほど摩耗量は増大するといえることができる。

1.3 金属の摩耗に及ぼす土砂の特性

1.3.1 土砂の硬さが摩耗に及ぼす影響

砂、岩石粒子の硬さが金属の摩耗におよぼす影響について研究したものに、W. A. Stauffer²³⁾ の実験がある。Stauffer は、鋸屑、粘土のやわらかいものから石英、シリコンカーバイドまでの種々の粒子を用いて、その硬さの変化が金属の摩耗におよぼす影響について調査している。摩耗形態はエロージョンに属するものであり、かくはん型試験機によって行なわれたものである。試験結

果は、図-1.10に示すとおりであり、金属材料の耐摩耗性は摩耗材粒子の硬さに大きく影響されている。粒子の硬さが低い場合には、金属材料の硬さの高低にかかわらずすべて良い耐摩耗性を示し、金属材料間の耐摩耗性の差は少ない。使用される金属により耐摩耗性の差が明瞭にでてくるのは、石灰から石英程度の硬さ、すなわちモース硬さで5~7の範囲に砂粒子の硬さがある場合である。これらが地上に最も多く存在する土砂および岩石である。

たとえば、アルミニウムとか真ちゅうのような軟かい材料は、石灰砂以上の硬さの砂粒子中では急激に摩耗するし、高炭素高クロム鋼や高炭素鋼の硬化した硬い材料は粘土から白鉄粉の間の硬さの砂粒子中ではかなり高い耐摩耗性を示すが、砂粒子の硬さよりかたくなってコランダムやシリコンカーバイドになると耐摩耗性が低下し、アルミニウムなどと耐摩耗性があまり大きく相違しなくなり、金属材料による耐摩耗性の差が小さくなる。

表1.1および表1.2に鉱物および金属組織の硬さとしてヌーブマイクロ硬さを示した。49)

表1.1 鉱物の硬さ 49)

物質名	硬さ	物質名	硬さ
滑石	20	正長石	620
石膏	40	石英	840
方解石	130	黄玉	1330
螢石	175	鋼玉	2020
燐灰石	435	金鋼玉	7575
ざくろ石	1360	長石	550
ひうち石	820	金剛砂	1400
磁鉄鋼	575	ガラス	455

硬さ：ヌーブマイクロ硬さ

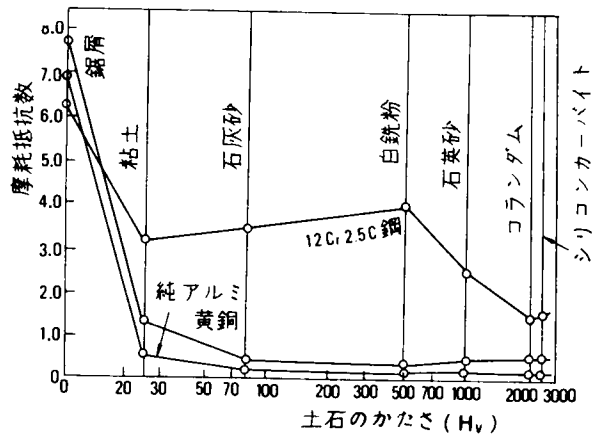


図-1.10 摩耗材と金属材料の摩耗抵抗数の関係 23)

$$\text{摩耗抵抗数} = \frac{\text{標準材の摩耗量}}{\text{供試材の摩耗量}}$$

12Cr25C鋼：Hv 535

黄銅：Hv 154

純アルミ：Hv 22

標準材：StC16-61, Hv 130

表 1.2 金属組織の硬さ⁴⁹⁾

物質名	硬さ	物質名	硬さ
フェライト	235	セメンタイト	1020
0.3%Cマルテンサイト	555	クロムカーバイト	1735
0.4%Cマルテンサイト	710	モリブデンカーバイト	1800
0.6%Cマルテンサイト	800	タングステンカーバイト	2080
高マンガン鋼	305	バナジウムカーバイト	2660
高マンガン加工硬化	645	チタンカーバイト	2955

硬さ：ヌーブマイクロ硬さ

1.3.2 土砂粒子の粒度・形状が摩耗に及ぼす影響

薩摩林, 増村²⁴⁾は, 土砂の粒度が金属の摩耗に及ぼす影響に関して, 種々の硬さを有する金属材料について摩耗試験を行なっている。図-1.1 1および図-1.1 2は, 浜砂と3~5メッシュの砂利を対象として, 金属材料の硬さと耐摩耗性を調査した結果を摩耗量および摩耗比にて, それぞれ整理したものである。

一般に, 粒度が小さければそれだけ粒子の質量は小となって個々の粒子の保有する運動エネルギーが少なくなり, その結果, 摩耗量は減少する傾向にある。また, 試験材と標準材(SS41B)とを同時に試験に供し, 試験材の摩耗量を標準材の摩耗量で除した比をもって表現した耐摩耗性については, 摩耗材粒子の相違によって, 摩耗比が同一であっても実際の摩耗量は異なることを示している。

砂, 砂利粒子の粒度と同様, 粒子の形状が丸味をもったものか, 鋭い先端をもったものか, その形状によって摩耗量に差異を生ずる。これは金属表面との接点における圧縮力に関係し, 粒子の先端形状を円錐形と考えれば, 前式(1.38)によると摩耗量は円錐頂角の $1/2$ を θ_s とすると, $\cot \theta_s$ に比例

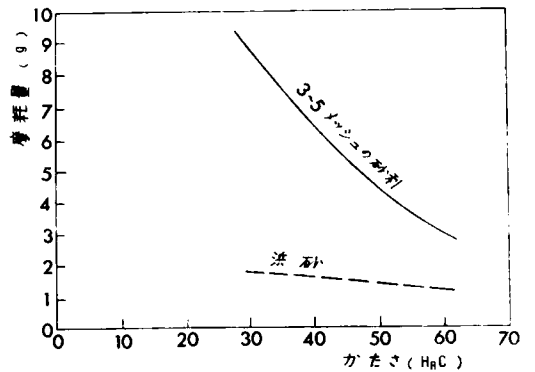


図-1.11 金属材料の硬さと摩耗量の関係²⁴⁾
(スクラッチングアブレーション)
供試材: 0.5C, 5Cr鋼, 焼入・焼もどし

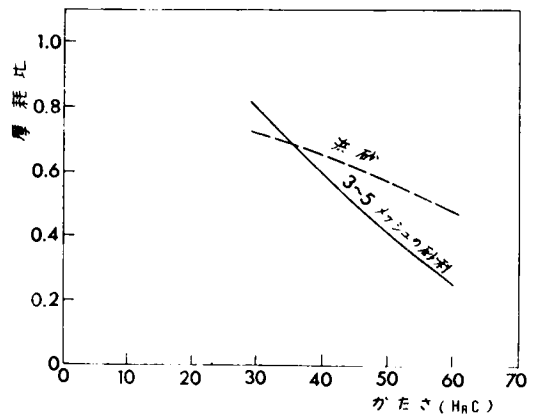


図-1.12 金属材料の硬さと摩耗比の関係²⁴⁾
(スクラッチングアブレーション)
供試材: 0.5C, 5Cr鋼, 焼入・焼もどし
標準砂: SS41B

すると考えられる。しかし、この粒子の形状による影響は大きいにもかかわらず、明瞭な数値的取扱いが困難であり、この方面の研究は少なく、現段階では定性的な表現にとどめている。

また、砂本、藤原²⁵⁾は、砂、豆石および碎石を対象として約40種類にのぼる広範な金属材料の摩耗実験を行ない、軽衝撃より中衝撃を伴う研削摩耗について、金属の摩耗量と金属硬さの関係に及ぼす土岩の諸特性について明らかにした。試験機は、図-1.13に示すように、砂箱の中を試験片が回転する構造のもので、主軸10回転に対して砂箱が1往復するようにしてある。

土砂は乾燥状態で無加圧とし、試験片の先端速度は0.6 m/secと2.0 m/secの2種類とした。また、試験片の先端摩擦距離を砂に対して7,200 m、豆石・碎石に対して3,600 mとしてそれぞれの摩耗量を測定している。金属試料は、炭素鋼・低合金鋼・低合金鋼・铸铁・高合金鋼・耐摩耗用肉盛溶接および超合金を使用し、それぞれ標準的な熱処理を行なったものである。摩耗材である砂は粒度2 mm以下の浜砂であり、その鉱物成分はSiO₂71%、Al₂O₃11%、Fe₂O₃4%である。豆石は粒度4~11 mmの川砂で、その鉱物成分はSiO₂74%、Al₂O₃10%、Fe₂O₃5%である。また、碎石は安山岩系で粒度4~11 mmに調整したもので、その鉱物成分は、SiO₂71%、Al₂O₃12%、Fe₂O₃2.5%である。図-1.14

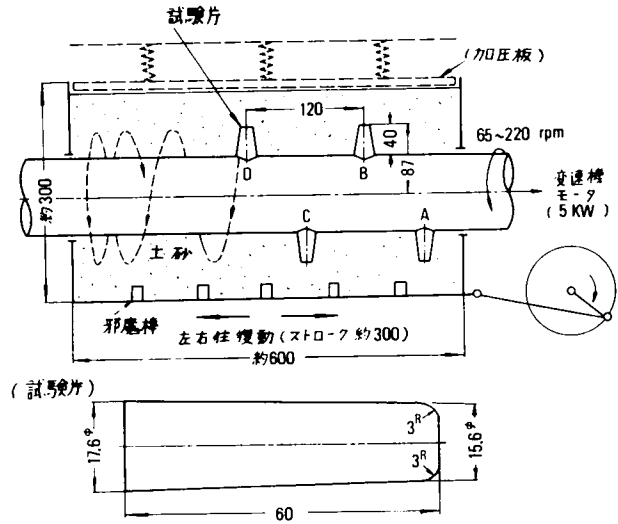


図-1.13 試験機および試験片概略図²⁵⁾

図-1.15および図-1.16は、それぞれの摩耗材に対して、金属の硬さと摩耗量の関係について試験した結果である。図中の点線は、炭素鋼系のみの範囲を示し、一点鎖線はその平均線である。なお、合金成分を含んだ他の材料の試験結果も、炭素鋼の周辺に集ってお

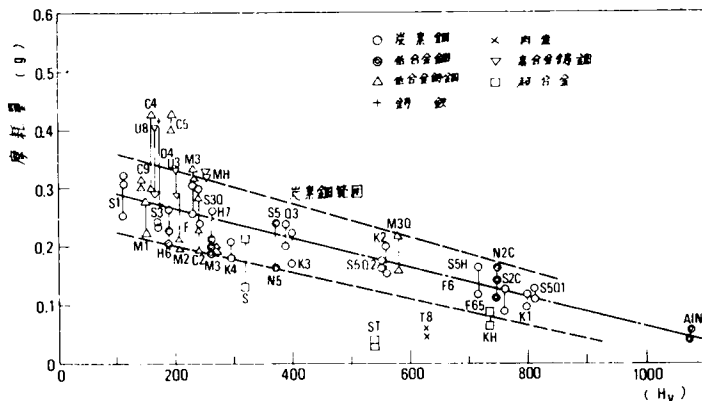


図-1.14 砂に対する摩耗量とピッカース硬さH_vとの関係 (V = 0.6 m/sec)²⁵⁾

り、それは全実験点の傾向をもまたよく代表している。上図より、相手土砂の種類により摩耗量が非常に異なることがわかる。すなわち、粒度の小さい砂では、試験片にかかる衝撃が少なく、面圧も低いためか摩耗量はきわめて少ないが、粗粒の豆石では、試験片の受ける衝撃が大きくなり、高面圧による変形とひっかきを伴って摩耗量は増大し、さらに角の鋭い碎石では一層その傾向が強いことがうかがえる。

また、摩耗量の絶対値では相互の比較を行なう上で不便であるため、SS-41の軟鋼に対する摩耗比で整理し、上記平均線の $H_v = 120$ を1.0として図示したのが図-1.17である。ここで注目すべきことは、摩耗比が砂から碎石に至るまで、すなわち軽摩耗条件から重摩耗条件に至るまで、一定の傾向で変化する規則性が認められることである。この図では、 $H_v \div 500$ に向う直線

と、その途中から折れ曲がり、 $H_v \div 1200$ 付近に向う直線で構成されていて、試験条件の軽重によって、その折点が移動するだけであることを示している。したがって、この結果から推定すると、折点は重摩耗の極限でも $H_v \div 500$ 付近にあり、軽摩耗条件になるにしたがって、折点は硬さの低い

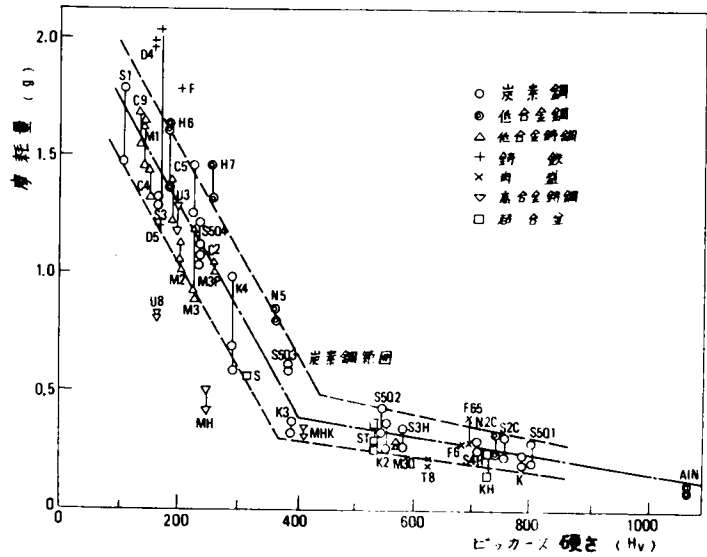


図-1.15 豆石に対する摩耗量とビッカース硬さ H_v との関係 ($V = 0.6m/sec$)²⁵⁾

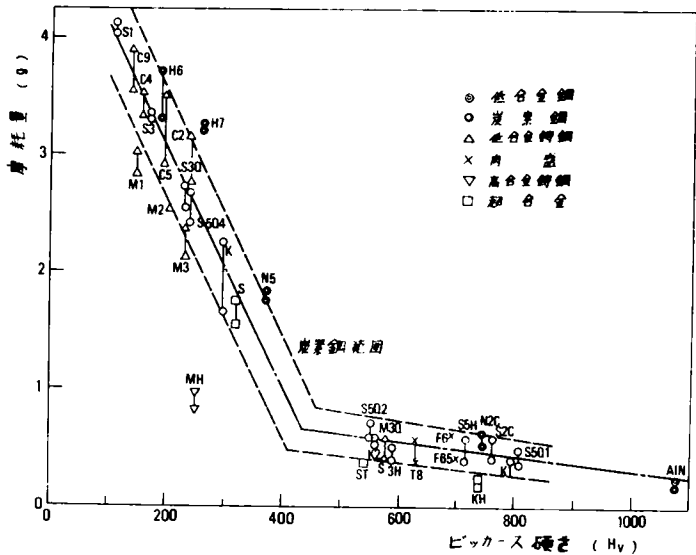


図-1.16 碎石に対する摩耗量とビッカース硬さ H_v との関係 ($V = 0.6m/sec$)²⁵⁾

側に移動し、砂を相手とした場合は、たまたま折点が現われなくなるものと推定される。

試験結果にはかなりばらつきがあるので、これらの設定には多少誤差が伴うし、とくに折線による表示とか、

$H_V \doteq 1200$ 付近の取れん点には問題があるうが、材料の硬さの影響を示す上では非常に簡明な傾向を示してい

ると考えられる。すなわち、重摩耗に対しては、部品の硬さを $H_V \doteq 500$ まで硬化すれば、効果的に摩耗を減らすことができるということが、これから推定できる。図-1.17から、摩耗比を限界硬さ H_V^* (折点) を境に区別して式で表わすとつぎのようになる。

限界硬さより軟かいとき

$$r_{m1} = 1 - 0.00263 (H_V - 120) \quad (1.39)$$

限界硬さより硬いとき

$$r_{m2} = 0.05 + C_m (1200 - H_V) \quad (1.40)$$

ただし、	H_V^*	C_m
砂による軽摩耗条件下	120	8.85×10^{-4}
豆石による中摩耗条件下	355	3.92×10^{-4}
碎石による重摩耗条件下	440	1.43×10^{-4}

以上から、硬さが土砂摩耗に対しては重要な因子であり、比較的重摩耗条件下になると、硬さと摩耗量の関係が折線で示される傾向になることや折点が重摩耗条件の極限で $H_V \doteq 500$ 付近を示すことが明らかとなった。しかし、その原因が何であるかは今のところ明らかでないが、この場合、摩耗機構は大きく分けて二通り存在し、軽荷重条件下では材料の軟・硬を問わず、主として研削摩耗だけであるが、衝撃をとまなう重荷重条件下では、材料がある限界硬さ以下に軟かくなると、これに塑性変形による破壊が加わるようになるのではないかと推察される。

また、この塑性変形を起こす限界が $H_V = 500$ 付近にあって、これを境に、変形性に本質的な差があるのではないかと推測される。なお、 $H_V = 1200$ 付近で取れんするのは、石英硬さが $H_V = 1300 \sim 1500$ であることと付合するようと思われるが、きわめて硬いものでも摩耗がゼロにならぬ傾向

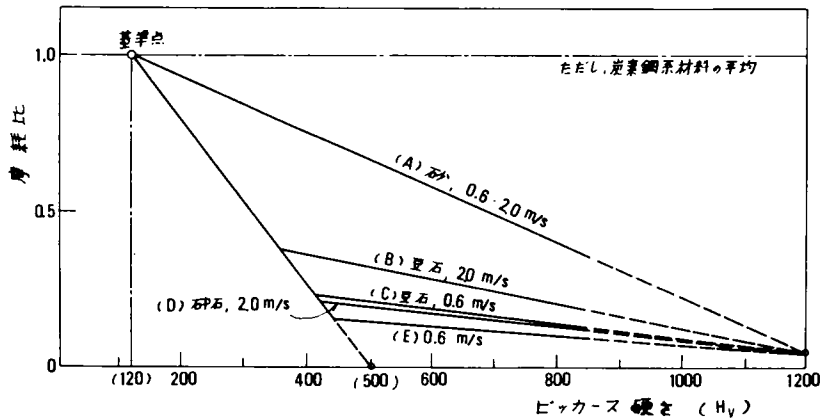


図-1.17 材料硬さおよび摩耗条件の影響²⁵⁾
軟鋼に対する摩耗比表示

であるのは、非常にもろくなって表面が細かく欠損するためと推測される。

ただ、ハイス・ステライトなどの耐熱性高合金とか、鋳鉄・銅合金などでは、これらの関係からはずれる傾向にあり、これらについては、普通取扱われるマクロの硬さだけでなく、ミクロ的な硬さ、たとえば、軟かい基地に硬質の炭化物があるとか、硬い基地中に軟かく欠損しやすいグラフアイトをもつとか、温度上昇に対する軟化抵抗の差とかいった問題があると考えられる。したがって、上記の関係は、主としてフェライト鋼系の組織的にほぼ均一な材料に適用されるものと考えるのが妥当である。

1.3.3 岩石の被削性が金属摩耗に及ぼす影響

(1) 岩石の粉碎特性

岩石を破碎するのにどれだけのエネルギーを必要とするかという問題に対して、従来 Rittinger, KickおよびBondらの粉碎理論²⁶⁾があるが、要するにRittingerは、粉碎に要するエネルギーは粉碎によって新たに生じた表面積に比例するとし、Kickは被碎体の体積に比例すると考えた。また、Bondは粒子に圧縮荷重が作用したとき、粒子に吸収されるひずみエネルギーは粒径の3乗に比例し、最初の割れ目が生ずるとそこに流れ込むひずみエネルギーは粒径の自乗に比例するが、不規則な形の粒子では両者の平均値、すなわち粒径の2.5乗に比例するとした。これらは、エネルギーが粉碎過程でどのような形で消費されているかについては説明が不十分であるとし、真島・岡²⁷⁾は、不規則な形状の岩石粒子が、そのほぼ最短距離にある2点ではさまれて、その2点を結ぶ方向の点載荷圧縮荷重を受けたとき生ずる応力および変位を弾性理論によって求め、これらの応力のうち、載荷点を結ぶ線上に発生する引張応力が岩石の引張強度に達したときに岩石粒子の破壊が起ることを示した。これらの事実にもとづいて、岩石粒子の破碎または粉碎に要するひずみエネルギー w は、次式で示すように、粒径 x の3乗および引張強度 S_t の2乗に比例し、ヤング率 E に反比例することを明らかにした。

$$w = 1.23 f_c \times \frac{S_t^2 \cdot x^3}{E} \quad (1.41)$$

ここに、 f_c は、載荷角とポアソン比の関数である。すなわち、岩石の粉碎性は引張強度 S_t だけではなく、一般に、 S_t^2/E なる因子に左右されると考えられる。また、 E の大きい硬岩の方が E の小さい粘板岩にくらべて破碎性が良好であると考えられる。つづいて、引張り強度はsize effectのため粒径が小さくなるとその強度を増す現象が見られることを考慮して、粉碎に要するエネルギーがどのような影響をうけるかについて検討した。その結果、岩石内部の潜在的クラックに対する確率を考えて、粉碎エネルギーは粒径の $3(1-2/e)$ 乗に比例することを見出した。ここに、 e は岩石粒子のなかに存在するクラックまたはキズの状態を表わす係数で、全く均一な強度の物質では e の値は無有限大となる。したがって、従来云われてきたように、表面積(x^2)に比例するか、体積(x^3)に比例するかは岩石の種類によって異なり、潜在的クラックの有無によって説明される。また、これは岩石試片の引張り強度試験やヤング率測定というような簡単な材料試

験によって粉碎エネルギーを予測するに有用な "Work Index" を決定しうる可能性を示唆している。

(2) 岩石表面の硬さと削溝に対する抵抗性²⁸⁾

岩盤の表面の硬さを測定するための典型的な装置は、Martezの硬さ計であり、これは供試体の仕上げた表面に溝を掘るノミを備えた四輪車である。ノミにかかる荷重は3kgであり、ノミによって削られる溝の幅 d_r が、試験材料の表面の硬さにしたがって変化する。M. Mamillanは、実験的に岩片の弾性係数 E と溝の幅の間の関係を求めた。

$$E = 2.6 \times 10^5 \times \frac{1}{d_r} \quad (1.42)$$

また、弾性係数、見かけの比重 γ および溝の幅の間の関係について次式をえている。

$$\frac{E}{2000} + 22\gamma - 14 \frac{1}{d_r} = c \quad (1.43)$$

なお、岩石表面の硬さを測定するためのSchmidtの硬さ計やShore硬さ計は岩石面のはねかえり性を測定するものであり、M. Peltierによって示されたように、岩盤の圧縮強度や弾性係数とはね返り性は比例するとされている。M. ShepherdがShoreの装置を用いて種々の岩石について硬さを測定しているが、測定値の偏差は岩の粒子が細かいほど小さくなっている。この硬さは岩石の疲労や衝撃に対する性質にも関係し、金属の衝撃摩耗に対して重要な因子である。

(3) プロトジャコノフ係数^{29),30)}

これは、ソ連のプロトジャコノフが提案した岩石硬度の尺度であり、最も普通には一辺30mm、軟岩や中硬岩に対して70mmまたは100mm、硬岩に対して50mmの立方体試験片に成層面と直角方向に荷重を加えて測定した一軸圧縮強度を $S_c \text{ kg/cm}^2$ とするとき、

$$f_1 = S_c / 100 \quad (1.44)$$

によって求めた f_1 をプロトジャコノフ係数と定められていた。その後、この指数のもつ意義をさらに拡張するために、圧縮強さのみならずせん断強さ、穿孔特性および破碎特性をも加味して、岩石の掘削性をより総合的に表わすよう改められた。

すなわち、圧縮せん断試験あるいは両面せん断試験によって、岩石のせん断強さ $S_s \text{ kg/cm}^2$ を測定し、次式によって f_2 を求める。

$$f_2 = k_2 S_s \quad (1.45)$$

ただし、 k_2 は比例定数で、圧縮せん断の場合は0.03、両面せん断の場合は0.06とする。

つぎに、標準さく岩機、標準口径(35mm)のビットを用いて穿孔試験を行ない、長さ1mの穿孔に要した時間 t_b (min)から、次式によって f_3 を求める。

$$f_3 = k_3 t_b \quad (1.46)$$

ただし、 k_2 は比例定数で、標準さく岩機にエアハンマを用いた場合には0.8、手持式電動オーガを用いた場合0.2とする。

また、衝撃破碎試験として、平均直径が15~25mmの岩石塊を、総重量が75gになるように用意し、直径90mmの鉄製容器に入れ、重さ2.4kgの重錘を70cmの高さから5回自由落下させて破碎する。このような破碎実験を同一条件で5回行ない、破碎された5回分の試料を集め、4.5mm目のふるいによってふるい分け、そのふるい下を内径23mmの円筒形の容量計に入れ、■目盛の小型ピストンを差し込んで見かけ容積の尺度 l_r (■)を測定し、次式によって f_4 を求める。

$$f_4 = 100/l_r \quad (1.47)$$

以上のようにして求められた $f_1 \sim f_4$ の算術平均値をもって、プロトジャコノフ係数 f_s の値とする。

$$f_s = \frac{\sum_{i=1}^4 f_i}{4} \quad (1.48)$$

プロトジャコノフ係数は以上のようにして求めるものであるが、この係数の実際面への適用にあたっては、あくまでも比較強度的な性格をもつものであり、主として穿孔における衝撃破碎に対して有用なもので、岩粒によるひっかけ作用によって起る金属の摩耗に対してどの程度相関性があるかは疑問である。例えば、せん断抵抗はこの指数に対して、あまり重要性をもたないようである。

(4) 岩石の摩耗に対する抵抗性と金属摩耗の関係

岩石と他の物体との摩擦によって生ずる損傷である岩石の摩耗に対する抵抗性は、摩耗硬さとして種々の試験法によって測定されている。Manuhein, Los Angelesの摩耗度は、鑄鉄の球とともに岩石をローラに入れ回転させることによって粉碎させ、その後の粒度分布曲線から判定する。また、Dorry, Wooddelの摩耗度は、円筒供試体の両面を石英で研磨し、その重量損失分から求める。Devalの摩耗度は、鉄製円筒中で岩自身をぶつけあつて粉碎し、1.6mmのふるいを通る岩粉の重量を測定して求めるものである。これらの摩耗度と岩石の弾性係数との間にはかなり密接な関係があると考えられる。その他に、M. Dupuyは鉄球による粉碎法を用いた場合の鉄球の損失量によって摩耗性を測定した。また、Sieversの試験装置は、ブリネル硬さ120、直径3mmの軟鉄の2本の針をもつ回転体を備え、針は間隔15mmに設けられている。この装置を2分間回転させ、この間の針の長さの損失を測り、これから岩の摩耗係数を求める。この場合、摩耗性は多くの要因すなわち、粒子の形や、比表面積、針の強靱度、吸湿量などの影響を受ける。J. Talobre²⁸⁾は、いくつかの共通の岩に対して、相異なる試験によってえられる摩耗度を比較し、興味深い結果をえている。

土岩の諸特性が、金属材料の摩耗に与える影響については、現象解析がきわめて繁雑であり、要因分析を行なうことが困難であるために、この方面の研究はあまりなされていない。しかし、標準ビットによる岩石の穿孔特性については、高岡ら³¹⁾の試験法があり、摩耗形式、摩耗重量指数お

よび穿孔速度指数の三者によって、穿孔特性を3次元的に表示することに成功した。また、西松³²⁾は岩石切削の経済性を左右するものは、刃物であるビットの寿命であり、それには切削抵抗よりも摩耗の方が大きな影響を及ぼすと考えた。そして、堆積岩については、金属の摩耗を左右するものは石英・長石含有率であり、他方、岩石強度を左右するものは結合物質の種類であるので、岩石の摩耗性と岩石強度との間には一義的な関係はないことを指摘した。さらに、木下³³⁾は、回転穿孔におけるビットの摩耗寿命を算定する理論式をえている。

また、掘削機械の掘削刃の摩耗を支配するものは、岩石の衝撃強さ、脆性、弾性係数など、とくに岩石のセメント部すなわちジョイント部の強度であり、これらの因子を結合したロサンゼルス³⁴⁾のすりへり試験の結果はある程度の目安を与えるものとして高く評価されている。なお、ずりつみ作業などにおいては、岩石塊の大きさ・形状が重要であり、また、金属の研削摩耗に大きな影響を及ぼす石英粒の含有量、大きさおよび分布状態を把握することが必要である。また、岩石の吸水率や比重および衝撃値なども、金属の摩耗量を評価する上で重要なヒントを与えるものである。

つぎに、砂粒子の靱性について各種の金属の摩耗量を比較した例として、H. S. Avery³⁴⁾の行なった摩耗試験の結果を図-1.18に示す。この摩耗機構はgrinding abrasionに属するものであり、衝撃力は

小さいが砂粒子に働く力がそれらの粒子を押しつぶすに十分であるような力で作用する場合の摩耗であり、この摩耗においては微小面積に作用する実際の応力は非常に高い。一般に、砂利粒子の靱性も摩耗にかなりの影響を及ぼすのであり、砂利粒子が衝撃や圧力によって容易に変形したり、破壊されたりすれば、当然金属表面に受ける圧縮力が減少し金属面の摩耗も少なくなる。

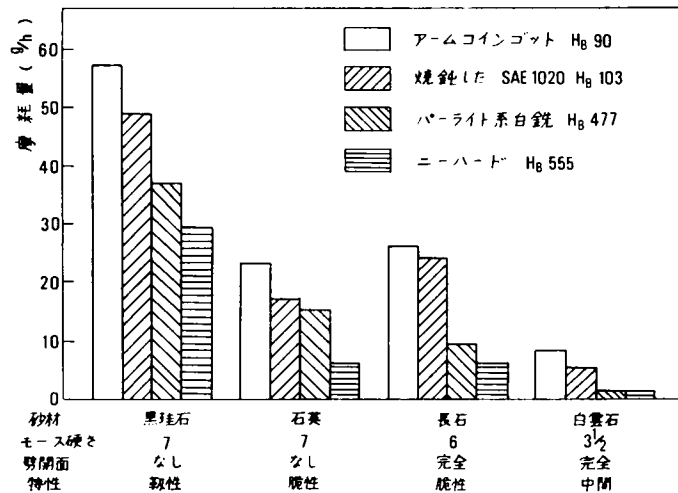


図-1.18 砂材質と摩耗量の関係³⁴⁾ (グラインディングアブレーション)

この場合、黒珪石と石英とではモース硬さがいずれも7で等しいが、靱性は黒珪石の方が大であるために、摩耗量も石英の場合より大となっている。

1.4 金属の材質特性と耐摩耗性

1.4.1 鋼の炭素含有量と摩耗量との関係

Bullens³⁵⁾, HodgeおよびOrehsoski³⁶⁾らによれば、鋼の炭素含有量の機械的性質および硬さにおよぼす影響は、図-1.19のようになる。硬さ、引張り強さ、降伏点、伸びおよび絞りな

どが色々な形で摩耗に影響を与えることは十分考えられることであり、その炭素含有量が直接また間接的に摩耗に影響する因子となっている。また、これらの機械的性質は炭素含有量が0.8~1.0%でほぼ定常化し、それ以上になるとそれほど大きな差異は生じないようである。図-1.20~図-1.22に示す実験結果^{37), 38)}はそれぞれ試験片が研摩機の常に新しい異なった場所で摩耗されるもの、ブリネル式摩耗試験機によるものおよび常に異なった土砂によるものの試験である。このように、摩耗面が常に新しい摩耗材に接している場合の結果は、炭素含有量0.8~1.0%までは摩耗量を減じ、それ以上の場合には摩耗量はほぼ一定となる。同様な結果が土砂の中を炭素含有量と熱処理を種々に変えた試験片でかき廻す一連の実験でも報告されている。³⁷⁾

炭素鋼に比して合金鋼は、一般的に硬さの低い割に耐摩耗性を示している。すなわち、Si, Mn, Ni, Cr, MoおよびWなどの合金元素は耐摩耗性に有効に効いている。その割合は、Stauffer³⁹⁾、三橋⁴⁰⁾らの多くの実験結果から、各合金元素に対して次式に示す炭素相当量 C_E で表示することができるとしている。

$$C_E = C + \frac{1}{5} \left(Si + \frac{1}{3} Ni + \frac{1}{5} Mn + \frac{1}{5} Cr + \frac{1}{10} W + \frac{1}{10} C' \right) \quad (1.49)$$

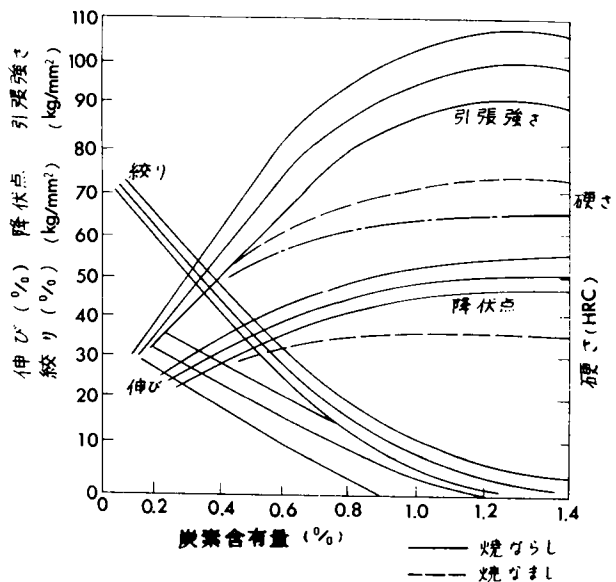


図-1.19 炭素含有量の機械的性質および焼入硬さに及ぼす影響^{35), 36)}

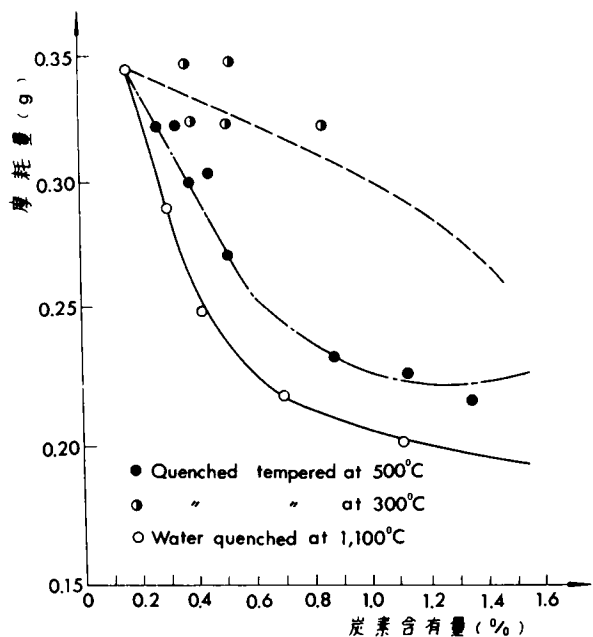


図-1.20 炭素鋼の炭素含有量と摩耗量の関係³⁷⁾

ただし、 $C > 1.0\%$ のときは
 $C = 1.0$, $C' = C - 1.0$
 である⁴¹⁾。

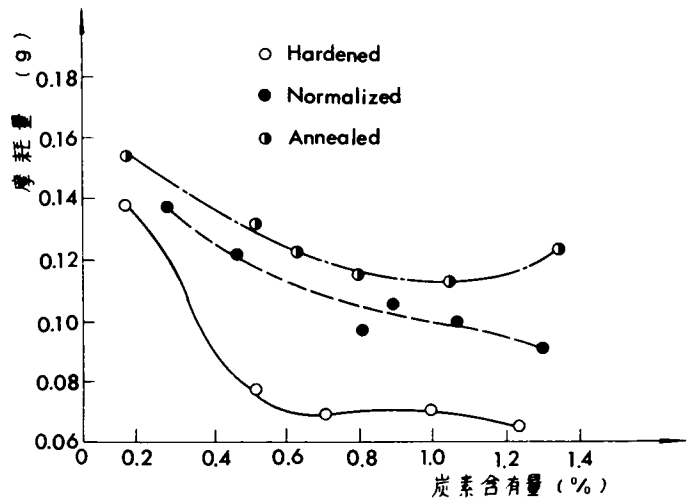


図-1.21 炭素鋼の炭素含有量と摩耗量の関係³⁷⁾

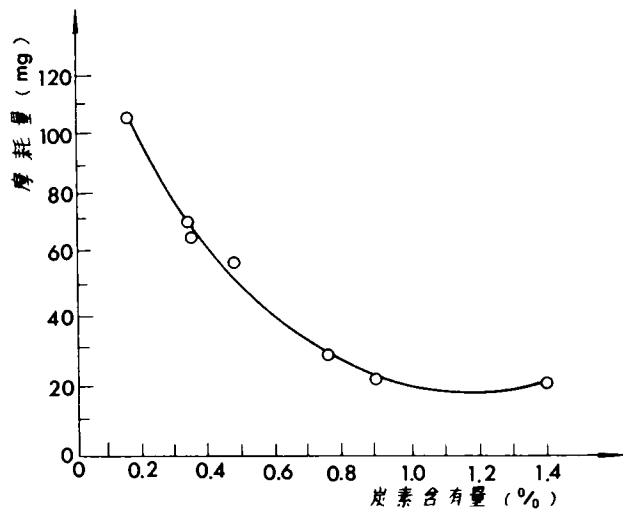


図-1.22 焼入鋼の炭素含有量と摩耗量の関係³⁸⁾

1.4.2 ひずみの限度と耐摩耗性

すでに述べたように、土粒子がある荷重を受けて金属面に接する場合、土粒子の粒径および弾性的性質が一定のものとするれば、金属の弾性係数が金属面の荷重の大きさを決定する重要な因子となる。また、金属の硬さは塑性降伏への抵抗を示し、普通鋼に対しては、その引張り強度に比例して硬さは増大している⁴²⁾。

金属が荷重を受けたとき、破壊しないで変形しうる量 ϵ は、一般的な金属材料の引張応力-ひずみ

曲線 図-1.2.3において、降伏比 $\rho_0 = \sigma_B / \sigma_S$ 、Dを弾性域から塑性域へ移る際の加工硬化による塑性係数とすれば、次式で与えられる。

$$\epsilon \propto \frac{H_B}{E} + \frac{H_B}{D} \left(\frac{1}{\rho_0} - 1 \right) \quad (1.50)$$

この ϵ の値は、荷重をうけて接触している金属と土粒子に対して、金属面はく離への最大可能抵抗を意味するものであり、上式で H_B/E はひずみの弾性限を示しており、 $(H_B/D)(1/\rho_0 - 1)$ は塑性範囲を示している。この関係は、橋本⁴³⁾

によって詳細に研究されているが、ひずみの弾性限が大きいことは、荷重が高い値になることを防止し、高ブリネル硬さと低降伏比は、塑性降伏への抵抗を示している。すなわち、金属の耐摩耗性の尺度として、高ブリネル硬さ、低弾性係数、低塑性係数、低降伏比が摩耗に対して有効となる。

また、土粒子による金属面のひっかけ摩耗においては、材料の摩耗性と被削性との間には密接な関係があると考えられる。炭素鋼における炭素含有量と被削性との関係は、前述の炭素含有量と耐摩耗性の傾向とよく一致している。切削の現象は材料の複雑な塑性変形であり、切削抵抗を単なる機械的性質だけで表現するのは無理であるが、Kronenberg³⁷⁾は、材料の硬さ H_B と切削抵抗 F_0 との関係をつぎのように表わしている。

$$F_0 \propto \alpha_0 \sqrt{H_B} \cdot \beta_0 \sqrt{\delta_0} \quad (1.51)$$

ただし、 α_0 、 β_0 は常数、 δ_0 は切削角である。材料の引張強さ σ_B との関係は、

$$F_0 \propto \alpha_0 \sqrt{\sigma_B} / r_0 \sqrt{q_0} \quad (1.52)$$

ただし、 r_0 は常数、 q_0 は切削面積である。すなわち、被削性は硬さと引張り強さに逆比例することがわかる。

1.4.3 硬化肉盛溶接材の耐摩耗性

金属材料の表面を摩耗から保護するために各種の合金層をつくり、ハードフェーシングする場合に、鋼にいかなる成分を与えれば耐研摩耗性がよくなるかを知る必要がある。この関係は、Haworth⁴⁴⁾によって調査された。研摩材として石英砂を使用し、乾式および湿式状態において回転円板式研摩耗試験機によって、図-1.2.4に示す試験結果をえている。同図においてAAシリーズは1~2%Cr、CCシリーズは14~15%Crで、ともにC量を1%から4%に変化させた場合の摩耗減量を示して

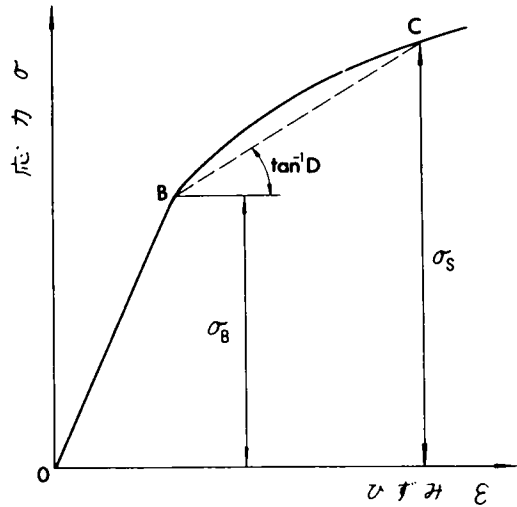


図-1.2.3 普通の金属材料の応力-ひずみ曲線

ある。耐研摩耗特性にC量が非常に影響し、C量に比較すればCrの影響はあまりない。乾式の場合には、C量が2%以上の場合に軟鋼圧延材より良好な耐摩耗性を示すが、湿式の場合はC量全範囲にわたって軟鋼より良好であった。いずれにせよ、鉄ベースの合金では、他の合金元素に比し、C量がもっとも重要な元素であるといえる。

つぎに、硬化肉盛溶接材の溶着金属をそれぞれ、金属組織によって分類し、衝撃および研削摩耗に対する抵抗性について略述する。

(1) パーライト鋼系

この系統のものは、軟鋼にC、Cr、Mnなどの少量が添加されたもので、これらの元素によってフェライトの析出を防ぎ、パーライトの微粒組織をもつようにしたもので、軟鋼よりも硬さが高く、靱性もあり耐摩耗用として用いられる。しかし、耐摩耗材というよりは、むしろ肉盛が主体であり、硬さは $H_v 200 \sim 350$ の範囲で溶接のまま機械加工ができる特徴をもっている。

(2) マルテンサイト鋼系

C量とCr、Mnなどの合金量および溶接後の冷却速度により、マルテンサイトあるいは残留オーステナイトにマルテンサイトあるいはソルバイトの混じた組織をもつ。マルテンサイトの組織は鋼の組織の中では最も脆弱であるが、硬さが高く耐摩耗性に優れている。この硬さは本質的に含有炭素量によって決定され、合金元素は溶接後放冷によってもこの組織がえられるように添加する。この系のものは、パーライト系よりも硬さが高く、研摩耗に対してはパーライト系よりも優れた耐摩耗性を有する。しかし、靱性が劣るために、衝撃力が大である場合には不適当である。したがって、摩耗の機構が土砂による研摩耗の場合に適する。

(3) オーステナイト鋼系

肉盛溶接に用いられるオーステナイト鋼系としては、普通Mnを14%程度含むMnオーステナイト鋼で、現在この系統のものが多く用いられている。この系統のものは、高度の加工硬化性をもつハドフィールド鋼に相当するもので、同種の鋼の溶接加工ならびに肉盛用として発達したものである。

高Mn鋼は、溶接のままでは炭化物の析出により靱性に欠けるが、 $1000^{\circ}\text{C} \sim 1050^{\circ}\text{C}$ に加熱して水焼きするとオーステナイト組織になり、引張り強さ $80 \sim 110 \text{ kg/mm}^2$ 、伸び40%以上にもなる。この鋼の最大の特徴は、オーステナイトになったものを鋸打すると、加工硬化を起こして、

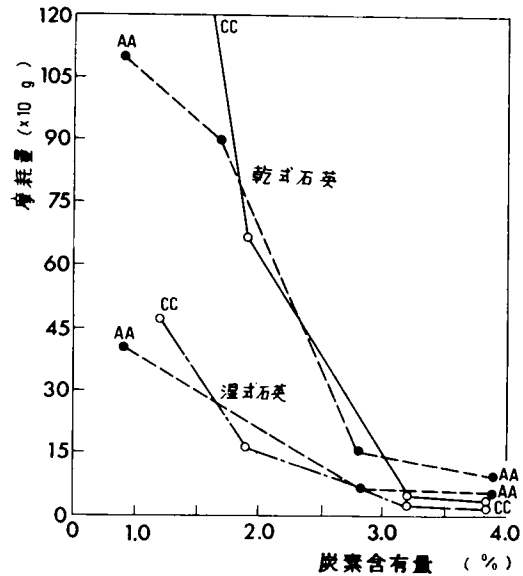


図-1.24 炭素含有量と摩耗量の関係⁴⁴⁾
(Haworth)

H_V 170～230から H_V 450～550にも達することである。したがって、重衝撃を受ける土木機械、鉱山機械などの肉盛に用いられる。加工硬化層は破れ易く、また炭化物析出速度が速いので、肉盛のときには事前にこの硬化層を除去しておくことが必要である。溶接にあたっては、母材による稀釈によって成分の変化が予想されるが、これを防ぐために、低電流による断続溶接を行なうか、18-8Ni-Cr鋼などの下盛りが有効である。

(4) マルテンサイト鉄系

Mn, Siなどの脱酸剤以外に、冷却中に生ずる組織成分を調整するために、Cr, Ni, W, MoおよびVなどの元素を多量に含有する鉄および炭素からなる合金である。炭化物はマトリックスを形成し、未変態オーステナイトを含むマルテンサイト組織が点在し、高い硬さと大きな耐摩耗性を有している。炭化物の硬さは1200～1400 H_V 程度で鉄と合金元素の複合炭化物の形で存在する。この種の合金の特徴は、マルテンサイト地に硬い炭化物を有することで、耐摩耗性が優れていて圧縮強度大で、軽荷重のものの耐摩耗用として優れた性質を有し、摩耗量は軟鋼の1/10～1/30を示すにすぎない。

(5) クロムカーバイド系

溶着金属中にクロムカーバイドが針状あるいは微細な炭化物として析出したものである。5% C, 25% Cr, その他の合金元素からなり、Fe-Cr固溶体の地に六方晶系のクロムカーバイドを有する組織で、地は比較的靱性に富み、硬さは H_V 631～765でタングステンカーバイド溶着金属よりも耐研摩耗性および耐衝撃摩耗性がすぐれている。

(6) タングステンカーバイド系

これは、タングステンカーバイド粒を軟鋼チューブにつめた形式のものと、心線は軟鋼を使用して被覆材に添加したものとがある。いずれの方式のものでも、タングステンカーバイド粒はアーク熱によっても完全に溶解されず、一部は溶着金属にそのまま移行する。一部のカーバイド粒は溶解してチューブあるいは心線の鉄と混合して、タングステン-鉄カーバイドとして地を形成する。

溶着金属は、タングステン-鉄カーバイド地にカーバイド粒が象眼された状態となっているので、高応力研摩耗をうけると選択摩耗を許し、硬いタングステン粒が露出して摩耗に抵抗し、高い耐摩耗性を与える。低い応力の場合あるいはエロージョンの場合などで硬い研摩剤が溶着金属の地を掘って、埋め込まれたタングステンカーバイド粒を掘り起こすような作用をするときは、案外摩耗の早い場合もある。

(7) Co基合金

Co 40%前後, Cr 35%, W 25%以下のCo-Cr-W系合金が普通で、Cは0.55～2.60%でW, Crと炭化物を作る。合金組織は共晶炭化物とコバルトの固溶体からなり、炭化物の量によって硬さは H_V 370～550前後に変化する。この合金の特徴は、高温硬さおよび耐蝕性に優れていて、赤熱硬さを有し耐摩耗性も損じないので高温工具の肉盛によく用いられる。

(8) Ni基合金

Ni 65～80%, Cr 20%以内のものが普通で、Ni-Crの固溶体の地にクロム炭化物が入り、Co基合金よりも一般に硬さが高く耐蝕性も大きい。この合金の特徴は溶解点が低く、1040～

1110°Cで、広く凝固域を有するので、熱影響による亀裂の発生が予想される鋳鉄などに適する。高応力摩耗には適当でないが、エロージョンに対してはステライトより優っている。

1.4.4 土砂に対する金属摩耗量の实用的算定式

土砂に対する金属材料の摩耗量を適格に算定できれば、実用的に摩耗対策を樹立していく上できわめて価値のあることである。この方面の研究実績は少ないが、大蝶⁴⁵⁾は、土砂に対する金属の摩耗量について低応力摩耗の場合、中応力摩耗の場合および高応力摩耗の場合に分けて、種々の試験機による実験と現場での建設機械工具・部品の摩耗試験を行ない、種々の金属材料に対する実用的な摩耗量算定式を樹立した。

低応力摩耗の場合は、土砂と金属面に作用する荷重が小さい状態であり、実験装置として回転軸に装着した取付ブラケットの円周上にテストピースを取付けて回転し、容器の中に入れた粒度2.5～5.0 mmの川砂をかき回すようにした。中応力摩耗の場合は、中程度の応力状態であり、試験機はハンマーミル型の破碎機を使用し、被碎物として20mm内外の硬くて脆いスラグを用いてその反発板であるテストピースの摩耗量を測定したものである。また、高応力摩耗の場合は重錘を自由落下させて、ポットに入れた10～15mmにふるい分けた風化花崗岩を破碎するときの重錘に取付けたテストピースの摩耗量を実測したものである。

テストピースは、種々の炭素鋼およびその熱処理焼入れによって硬さを変化させたもの、合金鋼および肉盛溶接材について数多くの供試体を作成し、その指標としてビッカース硬さ H_V と前述した炭素相当量 C_E を用いて分類・整理した。その後、これらの数量と実測摩耗量との相関性について検討し、各応力状態に対する摩耗機構の解析から、土砂に対する耐摩耗性 R_A と金属材料の材質特性 H_V および C_E との関係を明らかにし、つぎの関係式をえている。

$$R_A = \begin{cases} K_l \cdot H_V^\alpha \cdot C_E^\beta & (\text{低応力摩耗の場合}) \\ K_m \cdot \frac{H_V^\alpha}{E} \cdot C_E^\beta \cdot \frac{1}{\rho_0} & (\text{中応力摩耗の場合}) \\ K_u \cdot \frac{H_V^\alpha}{E} \cdot C_E^\beta \cdot \phi_0^{0.5} & (\text{高応力摩耗の場合}) \end{cases}$$

ただし、 $K_l \cdot K_m \cdot K_u$ は材料による常数である。

$$\begin{aligned} \alpha &= 1 \text{ --- } H_V < 1,000 \text{ のとき} \\ &= 2 \text{ --- } H_V > 1,000 \text{ のとき} \end{aligned}$$

$$\beta = 0.5 + \frac{H_V}{400} \quad (1.53)$$

ここに、 R_A は摩耗抵抗値、 C_E は炭素相当量、 E は弾性係数、 ρ_0 は降伏比であり、 ϕ_0 を伸びとする。この関係式は、室内実験および実地試験によって適用性と精度が確認され、また、従来の多くの摩耗理論や土砂に対する金属の摩耗の実験結果ともかなりの一致を示している。

このように材料の強度・靱性は、金属表面が応力を受けて削り取られていくことに対する抵抗と密

接な関係をもっており、耐摩耗性の一つの要因となっている。一例として、高マンガン鋼は衝撃による加工硬化すなわちオーステナイト組織の加工ひずみによるマルテンサイトへの結晶変化によって硬化し、耐摩耗性を示すことが一般に認められている。しかし、土岩に対する場合あるいは土砂の混入する場合などの摩耗の最近の実験研究^{46)・47)}や現場試験では、必ずしも優れた耐摩耗性は示していない。これは、土砂に対する摩耗の場合は、完全な加工硬化層が形成される以前に、硬い相手土砂粒子によって削りとられて十分な硬化層を生じない以前に摩耗させられるか、薄い硬化層よりも中の方から大きな応力によって削りとられるためと考えられる。しかし、高マンガン鋼が同程度の硬さの他の材料よりも耐摩耗性がよいのは、炭素相当量 C_E が大きく、高マンガンの特徴である降伏比 ρ の小さいこと、伸び ϕ の大きいことが貢献していると考えられる。

また、上式において応力の比較的低い場合は、主として、硬さと炭素含有量が摩耗に関係し、応力が高くなるにしたがってひずみの弾性限と材料強度と靱性が影響してくることを示している。いずれの場合も、硬さが最も大きく影響し、硬さが $H_v1,000$ 以上になると、相手土砂との相対硬さの関係から急速に摩耗が減じている。なお、上述の関係式は、建設機械の作業部分の土砂に対する摩耗について、工具・部品の耐摩耗鋼と硬化肉盛溶接材の耐摩耗性に対する評価の一つの基準を与え得たものである。

1.5 結 言

近年、建設機械の大型化にともなって、土工作业は非常に効率的に処理されるようになってきた。その反面、土工機械の作業部分である工具や部品の摩耗劣化にともなって、作業能率は低下し、現場修理費の建設費に占める割合はますます増大するようになった。この問題は、合理的な機械化土工の隘路としてますます重要視されるようになってきた。一般に、機械経費の中で現場修理費の主たるものは、工具・部品の土砂岩による摩耗劣化や割裂破損などによって発生する新品との交換や肉盛溶接による再生修理である。したがって、工具・部品の摩耗による損料と現場修理費との相関性は高いと考えられる。この現場修理費の機械経費全体に占める割合は、かなり大きく、その一例として、昭和43年度におけるある高速道路建設⁴⁸⁾における土工作业について、分析した結果を、表1.3に示した。

この表は、種々の土工機械の現場修理費の機械経費全体に占める割合(百分率)を、土工の各工種についての工法別および相手土砂の種類によって分析し、その平均値と分散値を示したものである。ここに、利用土とは、道路掘削における掘削・積込み、運搬、切取面の法面仕上げおよび盛土部の段切りを含む。また、補給土とは、客土掘削における掘削・積込みおよび土取場切取面の法面仕上げを含んでいる。なお、機械経費の全工事費(機械経費、労務費および材料費の和)に占める割合は、平均70パーセント以上である。また、この表より現場修理費の機械経費(機械損料、現場修理費、賃借、労務および燃料費の和)に占める割合は、かなり大きく無視することはできない。

したがって、土砂や岩による工具・部品の摩耗について、早急にその摩耗機構を分析し、摩耗特性を把握することは、より合理的な摩耗対策を樹立し、掘削工具などの設計・製作をはじめ、部品更新計画などの施工計画上、きわめて重要な意義と価値を有するものである。

表1.3 土工機械に対する現場修理費の機械経費全体に占める割合

工 種	工 法	土岩の種別	標本数	平均値(%)	分 散 値
伐 開 除 根	ブルドーザ工	土 砂	11	8.64	39.1
	ショベル工	〃	6	4.67	7.2
	ブルドーザ・ ショベル工	〃	4	9.00	18.0
	ブルドーザ・ ショベル・ダンプ工	〃	18	5.44	8.2
利 用 土	ブルドーザ工	土 砂	30	7.87	45.8
		軟 岩	17	5.71	24.9
		硬 岩	3	8.33	107.6
	スクレーパ工	土 砂	26	6.38	23.6
		軟 岩	12	8.33	41.6
		硬 岩	4	2.50	0.5
	ダンプ工 ショベル工	土 砂	58	6.61	58.6
		軟 岩	35	6.26	30.2
		硬 岩	24	8.58	123.7
補 給 土	ショベル工	土 砂	16	4.62	27.1
		軟 岩	5	5.40	18.2
		硬 岩	2	5.00	16.0
	ダンプ工	土 砂	17	3.47	26.6
		軟 岩	4	2.00	1.0
		硬 岩	2	—	—
	ショベル・ ダンプ工	土 砂	22	4.55	27.6
		軟 岩	6	4.00	11.7
		硬 岩	4	4.00	11.0
残 土 処 理	ショベル・ダンプ工	土 砂	18	2.67	6.3
	ショベル工	〃	9	4.11	12.5
	ダンプ工	〃	9	3.00	8.0
そ の 他	リ ッ パ 工	軟 岩	3	4.33	22.2
		硬 岩	1	—	—
	発 破 工	〃	6	9.33	52.6
	クラッシング工	〃	2	9.00	36.0
	敷 均 し 工	〃	1	—	—
	ブルドーザ・ スクレーパ・ ショベル・ ダンプ工等	土 砂	5	7.00	16.0
		軟 岩	2	4.00	9.0
硬 岩		1	—	—	

ここでは、まず土砂による金属材料の摩耗機構について、一般的に土砂粒の衝撃作用、摩擦・ひっかき作用およびラッピング作用による摩耗に大別し、それぞれについて略述した。その後、主として本論文で対象とする摩擦・ひっかき作用による摩耗機構について、Holmの法則、Archardの平面接触理論およびRabinowiczの表面エネルギー説による凝着摩耗の機構について考察し、つぎに金属材料の硬さとヤング率がひっかき摩耗に及ぼす影響についてのKhrushchov・Oberleらの研究およびひっかき摩耗に重要な影響を及ぼす摩擦係数と摩耗量の関係についてのGoddardらの従来の研究成果について整理し、実際の土工機械作業部分の摩耗機構を解析する場合の適用性について考察した。その結果、凝着摩耗については比較的その発生する機会は少ないが、摩耗量を軽減させるための摩耗対策としては、土砂による作用荷重を材料の硬さの $1/3$ 以下にすること、摩擦温度が使用する金属の再結晶温度以下であるような稼働条件を選ぶことおよび表面エネルギーと硬さとの比が小さい金属を選ぶことがあげられる。しかし、これを実際の土砂に対する摩耗対策に適用するのはかなり困難であると考えられる。つぎに、ひっかき摩耗については、摩耗を軽減させるための金属の機械的性質としては本質的に硬さの高い材料を用いることであり、熱処理焼入れによって硬さ H_0 を増すことはかなり有効であること。また、材料のヤング率を E として、 H_0/\sqrt{E} または H_0^2/E の大きい材料はひっかき摩耗に強く、またヤング率単独で比較した場合には、その値が大きい方が耐摩耗性があること。なお、摩擦仕事あたりの摩耗容積は材料のせん断強さに反比例するという考え方も、摩耗対策に有効な指針を与えることなどが判明した。さらに、硬化肉盛溶接材や耐摩耗鋼の土岩に対する耐摩耗性について解明し、土砂や岩による金属摩耗量の実用的算定式を導いた大蝶の研究は、これらの金属材の耐摩耗性に対する評価の一つの基準を与えたものであることを述べた。

つぎに、金属の摩耗量を支配する土砂の特性に関しては、土砂粒子の硬さと粒度・形状および岩石の被削性などについて従来多くの実験的研究があるが、いずれも特定の摩耗条件に対してのみ実測されているので普遍的な法則性を把握することが困難であった。しかし、土砂による金属材料の摩耗機構およびその特性を正確に把握するための法則性を確立するためには、金属材料の材質特性、土砂岩の材質特性および種々の摩耗条件の三者について系統的な分析を行ない、多くのデータの積み重ねによって、また、それらの実験および理論的考察を進めることによって、はじめて可能となるのである。

以下、本論文においては、主として土砂岩の性状、拘束条件および金属面上の運動形態をはじめ、接触面圧、土粒子の滑動速度、金属面の形状特性やひっかき摩耗に対する金属材の塑性流動特性について、また含水状態の影響などの摩耗条件について詳細に分析し、土砂粒による金属材料の摩擦・ひっかき作用による摩耗現象について、その機構および特性について考察した。

なお、摩耗対策上、種々の摩耗条件によって変動する摩耗の実態を正確に把握し、金属材料の改良策だけでなく、土工機械の稼働条件をより合理的に選定し、また、工具・部品の設計に際して、より合理的な形状を選定することなどにも重点をおくべきである。また、与えられた土砂や岩や性状および摩耗条件に対して、工具・部品の摩耗量を正確に予測し、これらの修理再生および更新計画を適確に樹立してゆくことが、摩耗対策上きわめて重要であり、かつ早急に解決していかねばならない問題であると考える。

参 考 文 献

- 1) S. Timoshenko : Theory of Elasticity. McGraw-Hill (1934) 339.
- 2) R. Holm : Mechanical Wear (Proc. at MIT) (1950) 309.
- 3) J. T. Burwell Jr. : Wear, 1-2 (1957/58) 119.
- 4) J. T. Burwell and C. D. Strang : J. Apply. Phys., 23 (1952) 18.
- 5) J. F. Archard and W. Hirst : Proc. Roy. Soc., A236 (1956) 397.
- 6) H. Blok : Inst. Mech. Engrs. (London), 2 (1937) 222.
- 7) E. Rabinowicz : J. Appl. Phys., 22 (1951) 1373.
- 8) 吉本源之助, 築添正, 菊池進 : 日本機械学会論文集, 21-111 (昭30) 811.
- 9) 吉本源之助, 築添正, 菊池進 : 日本機械学会論文集, 22-113 (昭31) 859.
- 10) F. P. Bowden and D. Tabor : The Friction and Lubrication of Solids, Oxford Press (1950) 1.
- 11) 曾田範宗 : 日本機械学会論文集, 10, 39, 第1部 (1944) 1-55.
- 12) J. C. Jaeger : Proc. Roy. Soc. of New South Wales, 76 (1942) 203.
- 13) E. Rabinowicz : J. App. Phys., 32-8 (1961-8) 1440.
- 14) M. M. Khrushov : Proc. Conf. Lub. and Wear (1957) 655.
- 15) T. L. Oberle : Hardness, Elastic Modulus, Wear of Metals, SAE. Trans., 6-3 (1952-7) 511.
- 16) R. T. Spurr and T. P. Newcomb : Proc. Conf. Lub. and Wear (1957) 269.
- 17) J. Goddard, H. J. Harker and H. Wilman : Nature, 4683 (1959. 8) 333.
- 18) J. Goddard and H. Wilman : Wear, 5 (1962) 114.
- 19) 水野万亀雄 : 精密機械, 28-1 (1962) 12.
- 20) 吉沢武男 : 硬さ試験法とその応用, 装華房 (1967) 1.
- 21) H. Winchell : Amet. Min., 30 (1945) 583.
- 22) E. W. Taylor : Miuer Mag., 28 (1949) 718.
- 23) W. A. Stauffer : Metal Progress 1 (1956) 102.
- 24) 安達秀男, 薩摩林和美, 増村真 : 鑄物, 37-1 (1965) 1.
- 25) 砂本大造, 藤原昌晴 : 神戸造船所研究報告 (1966) 1.
- 26) 今泉常正 : 日本鉱業会誌, 80 (1964) 172.
- 27) 真島宏, 岡行俊 : 浮選, 38 (1969) 5.
- 28) J. Talobre : La Mécanique des Roches, Dunod, Paris (1957) 1.

- 29) 会田俊夫, 岡本隆: 採炭機械, 技術書院(1962)252.
- 30) 黒岩忠春: ウーゴリ, 28(1962)1.
- 31) 高岡三郎, 速水博秀, 田代鉄人, 三沢茂夫: 日本石炭協会(昭33)24.
- 32) 西松裕一: 日本鉱業会誌, 85, 976(1969.8)557.
- 33) 木下重教: 日本鉱業会誌, 85, 976(1969.8)555.
- 34) H. S. Avery: Handbook of Mechanical Wear(1961)315.
- 35) D. K. Bullens: Steel and its Heat Treatment, Vol. II, (1939)1.
- 36) Hodge J. M. and Orehoski: Fr. Am. Inst. Min. and Metal Engr., 167(1946)627.
- 37) M. Kronenberg: Grundzugeder Zerpunugslehre(1927)1.
- 38) 伊東祐光, 河口満広: 機械試験所所報, 13(1959)30.
- 39) W. A. Stauffer, Metal Progress(1956.1)106.
- 40) 三橋鉄太郎: 機械試験所所報, 8-3(昭28.7)1.
- 41) 大蝶堅: 溶接学会誌, 36, 2(1967)10.
- 42) JISハンドブック鉄鋼(1965).
- 43) 橋本順一郎: 材料試験, 9, 80(昭35.5)39.
- 44) R. D. Haworth: Trans. A. S. M. 41(1947)819.
- 45) 大蝶堅: 日本機械学会誌, 72, 603(昭44.4)86.
- 46) 八木明: 日本機械学会講演集前刷, 18(昭35)222.
- 47) 八木明: 材料試験, 8(昭34.5)68.
- 48) 昭和43年度高速道路建設費分析調査(土工関係)報告書, 日本建設機械化協会(昭44)1.
- 49) 守田友義, 薩摩林和美: ブルドーザ, 産業図書(昭44.10)189.

第2章 回転式摩耗試験装置の製作

2.1 概 説

土砂や岩石による土工機械作業部分の摩耗をみると、その現象はきわめて複雑であり、多くの原因が重なって現われ、しかもかなりの長時間をかけて摩耗は進行していくものである。その摩耗の機構については、すでに前章において述べたが、衝撃による摩耗および摩擦・ひっかき作用による摩耗が主体であり、その他に土砂粒のラッピング作用による足廻り部品の摩耗などがある。これらすべての摩耗の機構に対処できる摩耗試験機を作成することは望ましいことであるが、実際にはある限定された試験条件に対して摩耗試験が行なわれ、しかもなるべく短い時間に結果を出そうとするために、試験条件が苛酷となって、現実の摩擦条件から離れるばかりでなく、摩耗の機構が全く異なった状態で試験を行なっている場合もある。ここでは、まず、研摩耗試験機の種類について、主として、従来の試験機を摩耗の機構より分類して、その特徴および適応性について略述し、その後、土工機械作業部分の種々の摩耗の機構に合致するように、新しく製作した大型回転式摩耗試験装置の機能および構造について説明を行ない、いくつかの重要な作業部分における試験機の機構およびその試験法について詳述している。

2.2 従来の研摩耗試験機の種類

従来の土砂による金属材料の研摩耗試験の方法を分類すると、固定研摩材式、ボールミル式、ラップ式および回転円板式の4種類に大別することができる。

まず、固定研摩材式として代表的なものにKhruschov¹⁾の装置があり、図-2.1にその機構概略図を示した。これは、エメリーペーパーを回転する円盤上に取りつけ、その上で載荷された試験片を摺動せしめるものである。また、これは別の減速ウォームと傘歯車によって、ナットを回転させ、試験片保持器を円盤の回転に合わせて右方へ送り出すことにより、同一軌跡上を通ら

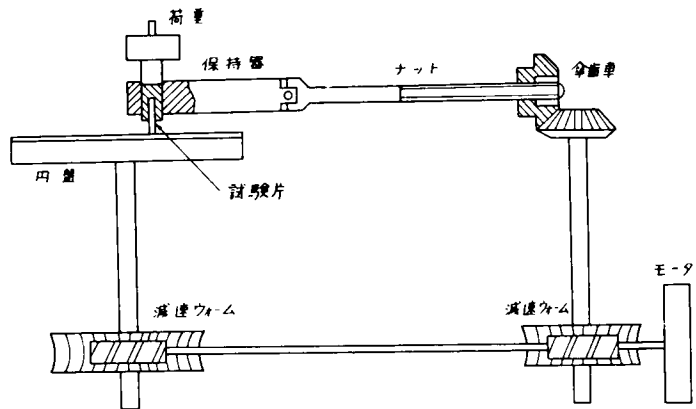


図-2.1 Khruschov の装置の機構¹⁾

ないように工夫してある。このように、研摩材同志が試験中に互いに相対的な運動を行なわないように研摩紙に固着させ、その上に試験片を押しつけ、その摩耗量を測定するものである。その特徴は、試料の組織が不均一であっても、摩耗の機構はつねに均一に維持できることである。

一方、遊離研摩材の場合、組織が不均一であれば、柔らかいマトリックスがさきに摩耗し、堅い部分の周囲にアンダーカットを起し、ついにはこの堅い部分が脱落するという経過をたどって摩耗は進行するのである。この遊離研摩材を使用する摩耗試験の方法について、つぎに述べる。まず、ボールミル式については、Ellis²⁾とNormanら³⁾が多くの実験を行なった。これは、図-2.2 に示したように、球形にした試験材料を研摩材および水と一緒にボールミルの中に入れ、一定数の回転を行なった後にボールの摩耗減量を測定する方法である。なお、摩耗量の表示は、Ellisが重量減であるのに対して、Normanらは標準試験片（鍛造品で、焼入れ後焼戻したもので、成分は0.8% C, 0.6% Si, 0.6% Mn, 0.29% Moで、組織はマルテンサイトと残留オーステナイト）を用い、この摩耗量と試料の摩耗量との比をとり、大きい数値のものを耐摩耗性が大としている。この方式は、ボールミルやボールの耐研摩耗特性として乾式・湿式、研摩材の粒度変化の及ぼす影響について試験することが可能である。また伊丹⁴⁾や西竹ら⁵⁾の摩耗試験などはこの方式に属するものである。

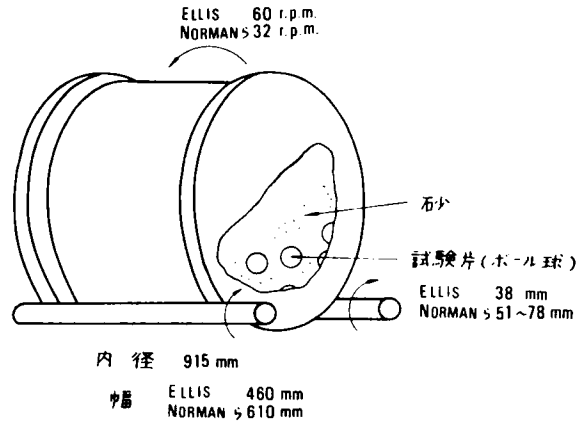


図-2.2 Ellis, Normanらの方法^{2), 3)}

つぎに、ラップ式はハードフェーシングの分野において、もっとも多く用いられている方法である。これは、研摩材の中においた円形の軌道上で、試料を一定の圧力で押しつけながら回転させる方法である。Blake⁶⁾とAvery^{7), 8)}は、この方式によって多くの試験を行なった。その試験機の概略を図-2.3 に示す。Averyは、軌道に銅のリテーナを用い、石英砂を研摩材とし水を加えて試

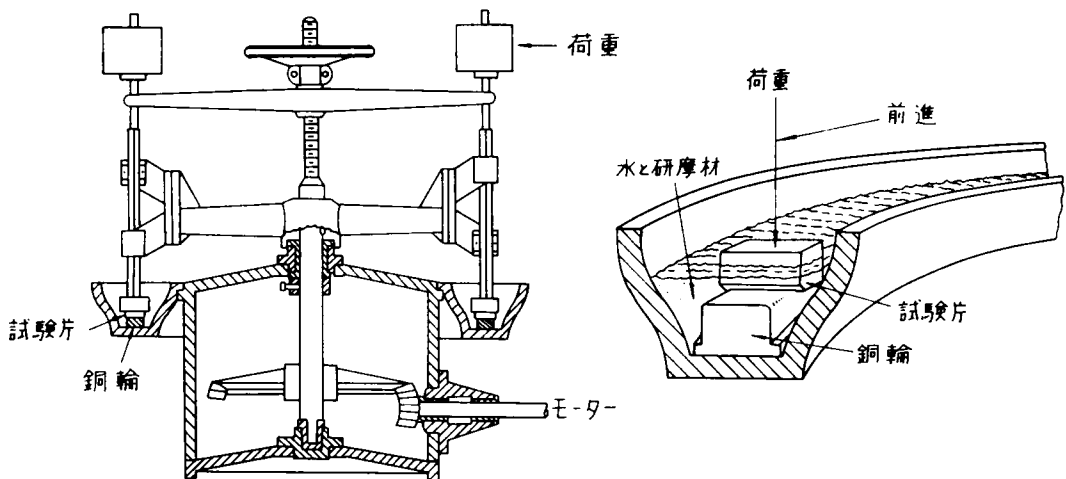


図-2.3 Averyのラップ式研摩耗試験機^{7), 8)}

験を行ない多くのハードフェーシング材料とS. A. E 1 0 2 0 鋼の摩耗量との比を求め、研摩耗比と称している。

また、回転円板式とは、円板を回転させ、円板と供試体との間に研摩材を存在させることによって供試体の摩耗減量を測定する方法である。この方式の初期における代表的なものとして、図-2.4に示すBrinell⁹⁾の研摩耗試験機がある。これは、径100mm、厚さ1.6mmの鉄製円板を回転させ、これに試験片を押しつけ、上部のホッパーから砂が試料と円板との間に供給されるようになっている。また、円板は毎分45回転で、一定の回転数の後に自動的に停止するようになっている。これに対して、Haworth^{10), 11)}はこの試験機を改良し、回転円板がBrinellの鋼製に対し、円板の周囲にゴム輪を装着したものをを用い、反復性のよい結果がえられたことを報告している。また、円周には、この円板の軸方向に溝が刻まれており、円板の下にある土槽の中の砂をすくいあげる役目をし、Brinellとは逆の方向に砂が移動するのである。同様な方式で、木戸ら¹²⁾は水平軸の周りを回転するそれぞれ回転速度の異なる2個の円板を相互に摺動させ、その円周上にそって砂をホッパーより連続的に供給させて摩耗試験を行なっている。また、Weiss¹³⁾は、鉛直軸の周りに回転する円板上にホッパーから砂を散布し、荷重を加えながら試験片と接触させて、摩耗試験を行なっている。ここで、試験中に温度変化がないように、水を円板中央より供給し、遠心力によって散布している。摩耗量として、その重量減を測定し、0.08~1.12%Cの軟鋼の標準試験片との比をとって耐摩耗性を評価している。同様な方法として、Toporov¹⁴⁾は、鉛直軸の周りに回転する、ほぼ同じ大きさの試験片と標準試験片を互いに偏心させて摺動させ、その間に砂を挿入させる方法で白の機構によって摩耗試験を行なっている。また、久恒らの方法¹⁵⁾も、Weissと原理的には同じ機構であるが、粒度変化と半湿式とを可能ならしめるために試験片をときどきもち上げるなどの改良した試験機を作成している。

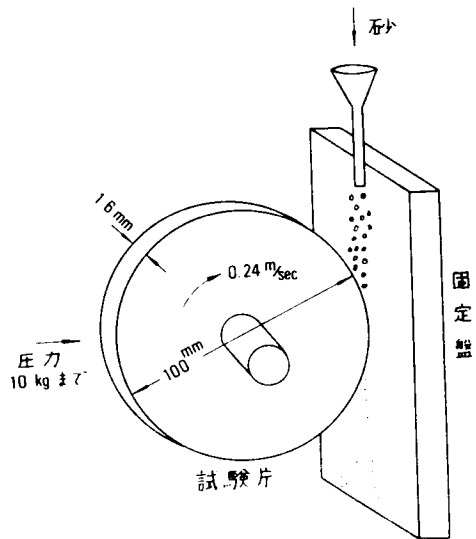


図-2.4 Brinellの方法⁹⁾

最後に、E. Rabinowiczら¹⁶⁾の摩耗試験機の構造を、図-2.5に示す。これは、研摩材として Al_2O_3 砥粒を使用し、静止したリング状試験片を回転試験片に押しつける方式である。リング状試験片の上には、荷重用シリンダがあり、荷重はシリンダ底面の半球を通して一様な分布で与えられる。砥粒は分配器から一定の割合で供給され、用いた荷重は0.5~1kg、回転試験片の速度は40 r. p. m.であった。以上の方式は、すべて乾式・湿式、圧力変化および迅速性に対して可能であり、粒度変化に対しては幾分制限される。

最後に、E. Rabinowiczら¹⁶⁾の摩耗試験機の構造を、図-2.5に示す。これは、研摩材として Al_2O_3 砥粒を使用し、静止したリング状試験片を回転試験片に押しつける方式である。リング状試験片の上には、荷重用シリンダがあり、荷重はシリンダ底面の半球を通して一様な分布で与えられる。砥粒は分配器から一定の割合で供給され、用いた荷重は0.5~1kg、回転試験片の速度は40 r. p. m.であった。以上の方式は、すべて乾式・湿式、圧力変化および迅速性に対して可能であり、粒度変化に対しては幾分制限される。

なお、その他の方法として、砂中回転法と砂表面回転法がある。砂中回転法としては、Wellinger らの方法¹⁷⁾、Stauffer¹⁸⁾、宮野ら¹⁹⁾の方法があり、いずれも容器内に砂を入れ、供試体を砂と接触させて、外部より動力を与えて攪拌するものである。この方法は、乾式・湿式、粒度変化に適応できるが、接触圧力を任意にかえることは不可能である。また、砂表面回転法とは、回転する円筒型試験片に一定速度で送りだされる砂を押しつけるもので、つねに新鮮な砂が試験片と接触するように維持され、摩耗条件の一定をはかっている。この方式は萩原ら²⁰⁾によって開発されたものである。また、三橋ら²¹⁾は、つき固めた砂質土上に試験片を置きある荷重を載せて、回転摺動させるもので、接触面圧の変化と粒度変化に対応することができるが、含水状態は突き固め含水比である半湿式に限定されている。

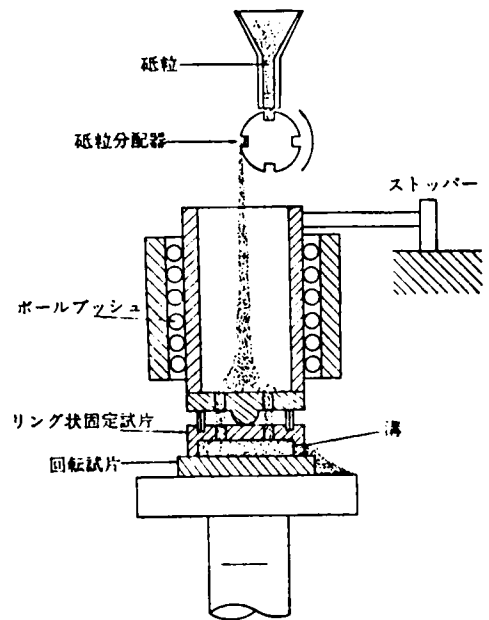


図-2.5 Rabinowiczの装置の機構

以上の摩耗試験機はいずれも研摩材による金属材料の研摩特性を、それぞれの摩耗機構に対応して試験することが可能であり、室内実験として高く評価されてきた。しかし、実際の土工現場における土砂、礫、玉石、砂利および岩に対する金属材料の摩耗機構を解明し、摩耗量を支配する法則性を把握していくためには、これらの試験機では容量が小さいこと、研摩材の広範な粒度調整が不可能であることおよび多様な試験条件の組合せや試料土砂の新鮮度維持が不十分であることなどによって、必ずしも満足できる試験機であるとはいえない。

そこで、次節以下において、新しく製作した大型回転式摩耗試験装置について、その特徴、機能および構造について述べる。また、土工現場などにおける実際の大きさに対応できるいくつかの試験機を装備し、できるだけ現実に近い形で、土工機械作業部分の摩耗試験を行なう方法について詳述する。

2.3 回転式摩耗試験装置の機能

この機械の名称を、回転式摩耗試験装置と命名する。その構成要素は、回転台車1基と回転テーブル1台とから成り立っており、その機構および機能の概略は、表-2.1および図-2.6に示したとおりである。

回転台車は、外径 $5,800\phi$ 、内径 $3,000\phi$ 、深さ 700 の円環状土槽を跨いで、SCM-15000A(20PS)無段変速機付モータにより毎分 $0.25\sim 2.27$ 回転の速さで回転する。また、最大トルクは $3,000\text{kgm}$ 、標準トルクは $2,200\text{kgm}$ であり、連続 500 時間の運転が可能である。この台車には、土槽地ならし装置一式、供試体貫入試験機、供試体回転試験機およびその他の試験機が装備され、土槽上を回転するものである。なお、これらの試験機自体に必要な動力は、台車上に別に設置

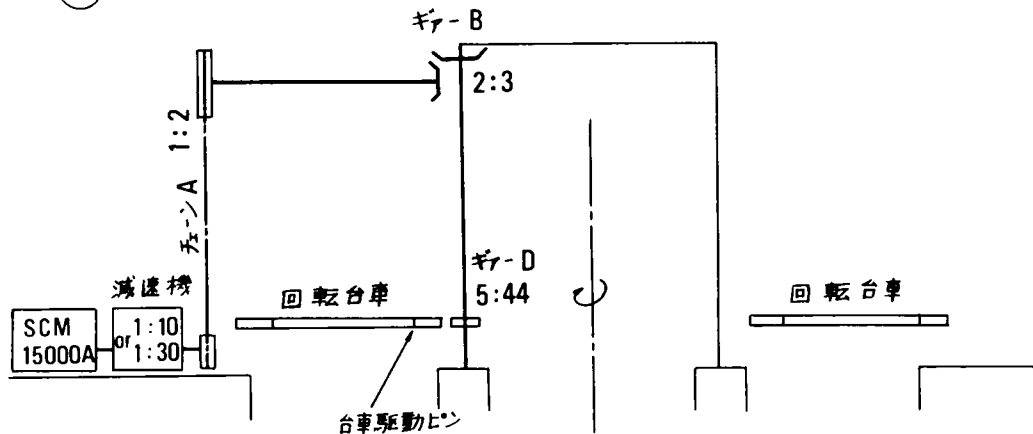
されたSCM-3700G6(5pS)無段変速機付モータによって伝達されるものである。円環土槽には、土砂、礫、玉石や砂利をそれぞれ充てんし、堆積した状態で種々の金属材料に対する摩耗試験を行なうことができる。

表-2.1 回転式摩耗試験装置の機構

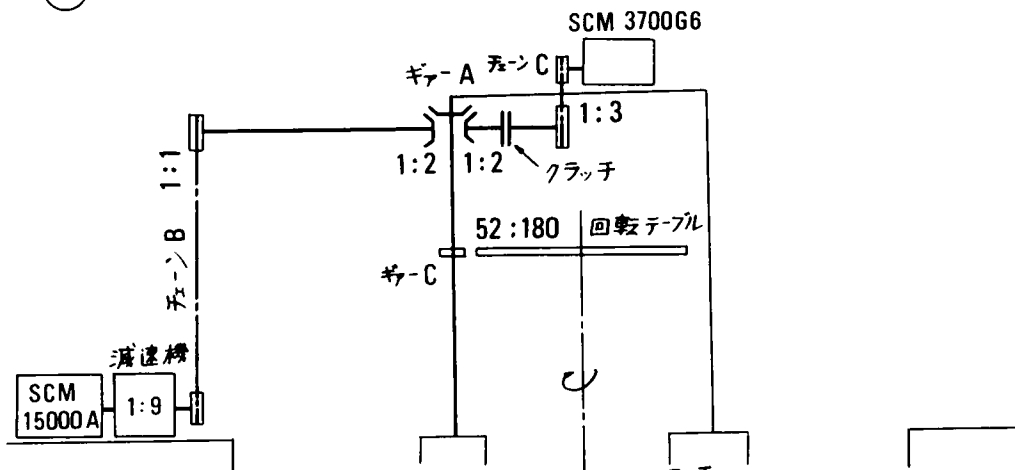
	① 回転台車の回転機構	② 回転テーブルの回転機構		③ 回転テーブルの昇降機構
動力	SCM-15000A 200V		SCM-3700G6 200V	SCM-3700G6 200V
伝達機構	or 1:10 減速機 1:30 1:2 チェーンA 2:3 ギア-B 5:44 ギア-D	1:9 減速機 1:1 チェーンB 1:2 ギア-A 52:180 ギア-C	1:3 チェーンC 1:2 ギア-A 52:180 ギア-C	1:1or2:1 チェーンD 1:1 チェーンE 1:2 ギア-A
トルク	最大 3,000kg·m 標準 2,200kg·m	1,000kg·m	500kg·m	48kg·m
回転数および速度	0.25~2.27 r. p. m. 周速 3.9~689cm/sec	3.21~9.64 r. p. m. 周速 1.6~28.3cm/sec	0.60~3.61 r. p. m. 周速 8.4~75.7cm/sec	6.25~75 r. p. m. 昇降速度 0.2~2.5cm/sec
備考	種々の摩耗試験機を装備し、堆積土砂に対する金属供試体の摩耗試験を行なう。	中央角孔にアース・ドリルをとりつけ、Turn Tableとともに回転させる。アースドリルの刃先の摩耗試験を行なう	回転テーブル上において、土砂粒子と金属供試体との間の摩擦および摩耗試験を行なう。	アースドリルのシャフト長を調節するとともに強制挿入を行なう。ネジ柱は一方を右ネジとし、他方を左ネジとする。昇降域はテーブル面について床面より500~1700mmとする。

つぎに、回転テーブルは、直径2000φ、深さ2500の中央円形土槽上で、毎分0.60~9.64回転の速さで回転する。この動力は、前述したSCM-15000Aおよび上部枠組部分に設置したSCM3700G6の2台の無段変速機付モータによって伝達されるものであり、相互に切換えが可能である。最大トルクは、1,000kg·m、標準トルクは、500kg·mである。また、同時にテーブルは4本柱にそって、0.2~2.5cm/secの速さで昇降することができる。動力は、別のSCM-3700G6無段変速機付モータによって伝達され、昇降域1,200mmの間を任意に移動させることができる。この回転テーブル上に、枠組荷装置を設置することによって、固結土粒子に対する金属材料の摩擦および摩耗試験などを行なうことができる。また、テーブル中央の角孔を通して、アースドリルなどの穿孔試験機をテーブル下部に設置し、土槽に充てんした土砂に対する掘削にともなう

① 回転台車の回転機構



② 回転テーブルの回転機構



③ 回転テーブルの昇降機構

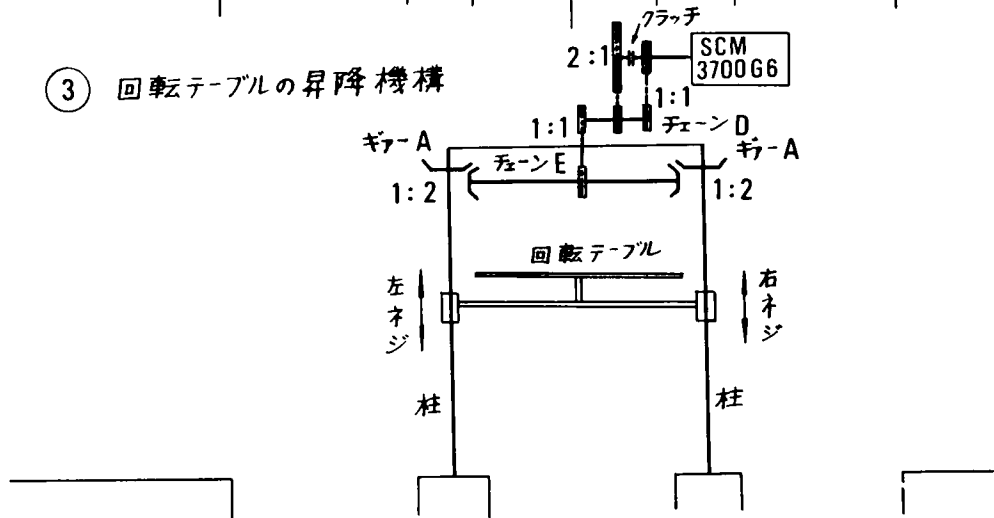


図-2.6 回転式摩耗試験装置の機構概略図

摩耗試験などを行なうことができ、広範な用途を提供するものである。

以上述べたように、本試験装置の機構および機能は、土工機械の現場において遭遇する殆んどの土質条件に対して、これらを室内において再現することが可能であり、掘削工具などの金属供試体もかなり原寸に近い形で摩耗試験に供することができるので、従来の試験機にまさる利用度と価値を有するものである。

2.4 回転式摩耗試験装置の構造

この試験装置の構造を大別すると、上部枠組および柱、動力伝達装置、回転台および受台、および回転台車に分類される。まず、本試験装置全体の組立図として、図-2.7に立面図を示し、図-2.8に平面図を示した。また、上部枠組部分の詳細図として、図-2.9を作成した。いずれも、各部分材およ

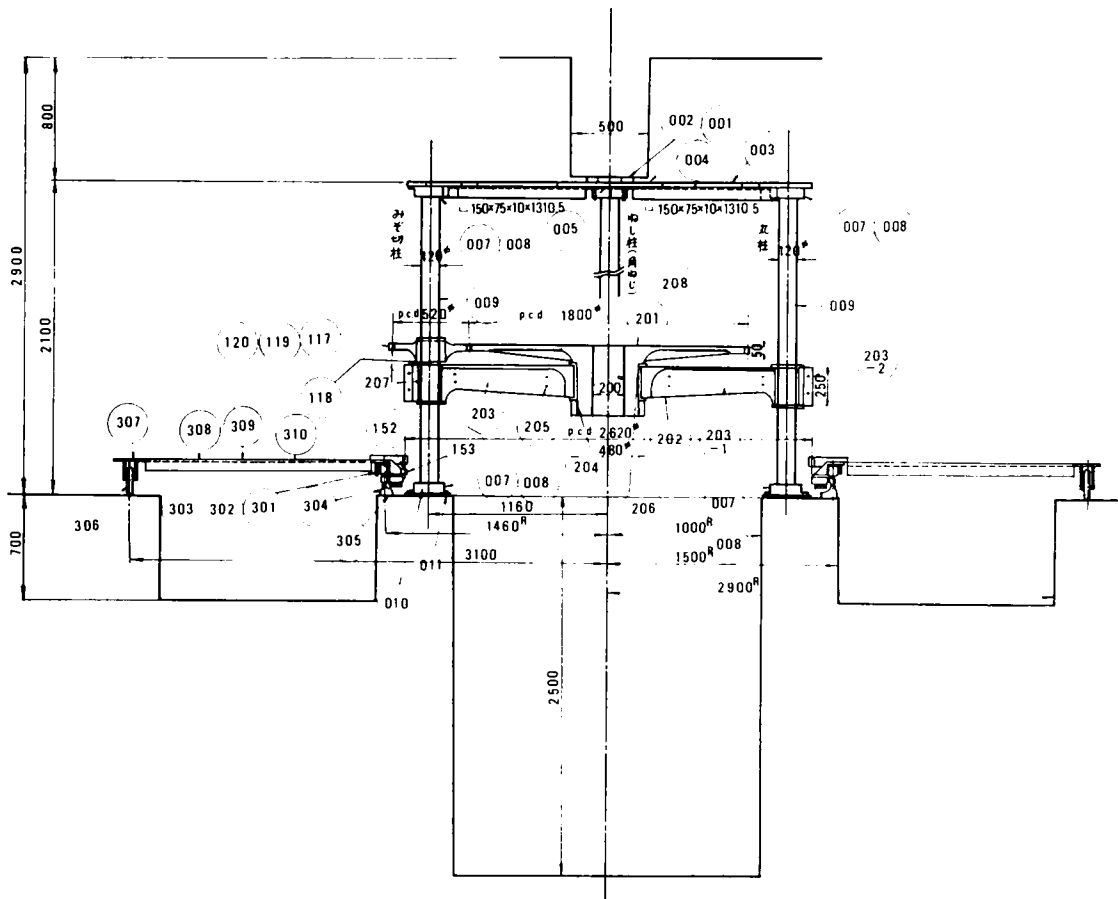


図-2.7 回転式摩耗試験装置組立立面図

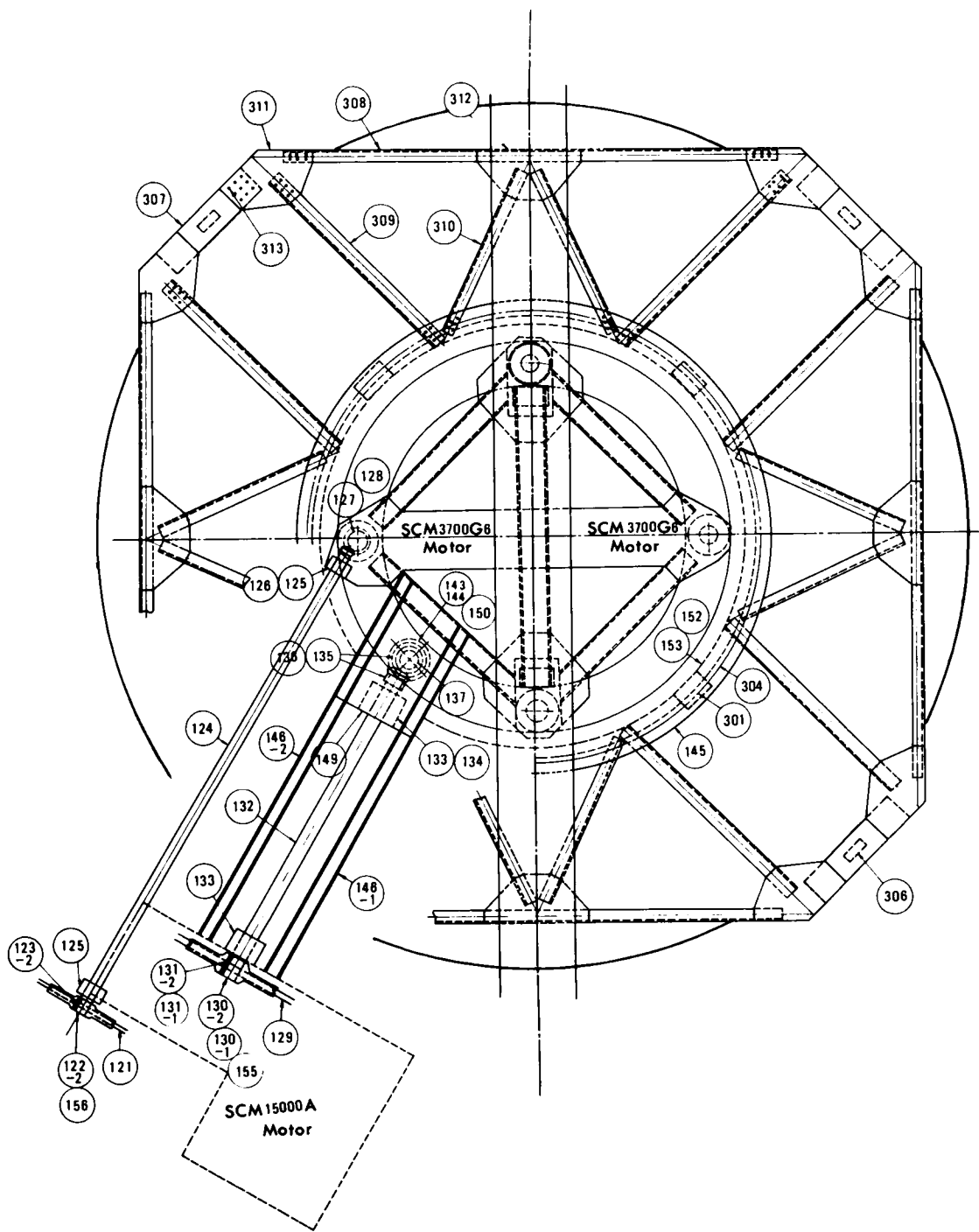


图-2.8 回轉式摩耗試驗裝置組立平面圖

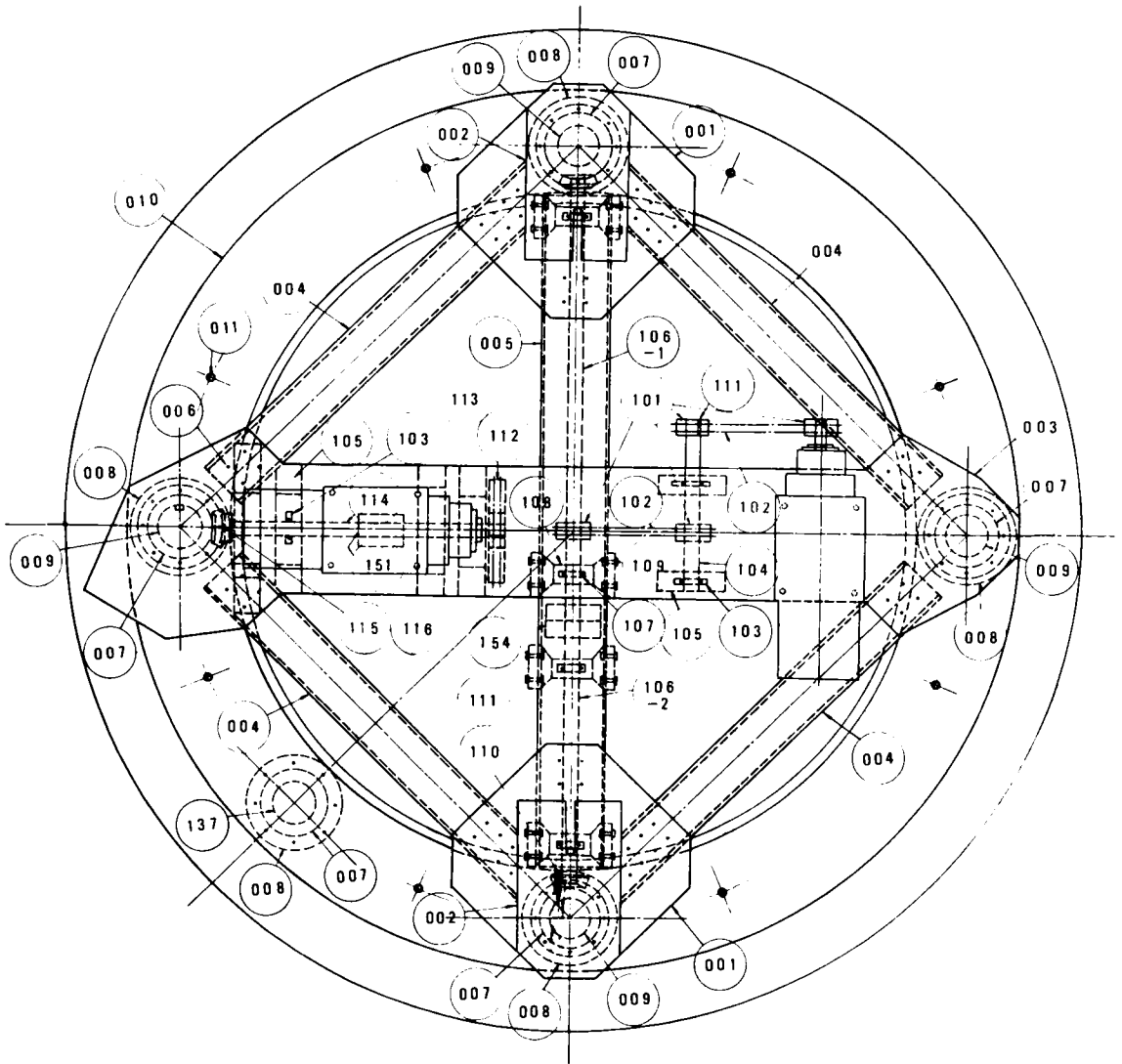


图-2.9 回転式摩耗試験装置上部枠組部分詳細図

び要素に付した番号は、表-2.2に示した材料表と対応するものであり、この材料表には、それぞれの名称および諸元を記した。

表-2.2 回転式摩耗試験装置材料表

図面番号	名 称	数 量
000	上部枠組および柱	
001	平鋼 (600×600×19)	2枚
002	〃 (300×530×15)	2枚
003	〃 (2700×600×19)	1枚
004	ミゾ形鋼 (150×75×9)	4本
005	〃 (200×80×7.5)	1本
006	ボルトナット 1/2"	124本
007	スラスト球面ころ軸受 29416	10ケ
008	〃 受台	10ケ
009	丸柱 (120φ) 4種	4本
010	平鋼 (座金)	1枚
011	アンカーボルト 1"	8本
012	1/2" ボルト	56本
013	3/8" ボルトナット	45本
100	動力伝達装置	
101-1	2列鎖車 (チェーン40番) (外 径 290)	50φ孔 1ケ
-2	〃 (外 径 149)	48φ孔 1ケ
-3	〃 (〃)	50φ孔 1ケ
-4	キ- 12×8	5ケ
-5	2列鎖車 (チェーン40番) (外 径 149)	55φ孔 2ケ
102-1	40番チェーン (2連)	1.067 m
-2	〃	1.537 m
-3	〃	1.765 m
103-1	ボールベアリング用高級ブラ ンマーブロック S-511	6ケ
-2	同付属装置	6組
104	丸 棒 (55φ)	0.65 m

図面番号	名 称	数 量
105-1	ブランマーブロック受台	5ケ
-2	〃	1ケ
106-1	丸 棒 (60φ)	1.39 m
-2	〃	0.77 m
107	円錐ころ軸受 30210番	4ケ
108	〃 受台	4ケ
109	ボルトナット (10φ)	16本
110	すぐばかさ歯車 A	2組
111	キ- 10×8 24×11	2ケ 2ケ
112-1	2列鎖車 (チェーン50番) (外 径 110)	48φ 1ケ
-2	〃 (外 径 313)	50φ 1ケ
-3	キ- 12×8	2ケ
113	2連チェーン 50番	1.477 m
114-1	丸 棒 55φ	0.47 m
-2	〃	0.40 m
115	すぐばかさ歯車 A	1組
116	キ- 24×16 10×8	1ケ 1ケ
117	ギヤ- C	1ケ
118-1	ギヤ-覆い (上部)	1ケ
-2	〃 (下部)	2ケ
-3	1/2" ボルトナット	4本
119	3/8" ボルトナット	8本
120	キ- 32×20	1ケ
121-1	2連チェーン (120番)	3.277 m
-2	〃 〃	3.658 m
122-1	2列鎖車 (チェーン120番) (外 径 251)	75φ 2ケ
-2	〃 (外 径 507)	55φ 1ケ

図面番号	名 称	数 量
123 ⁻¹ ₋₂	キ - 15×10 20×13	2ケ 1ケ
124	丸 棒 65φ	4.0 m
125-1	ボールベアリング用高級ブラ ンマーブロック S-512	2ケ
-2	同付属装置	2組
126	1 2 5 - 1 受台	1ケ
127	すぐばかさ歯車 A	1組
128	キ - 24×16 12×8	1ケ 1ケ
129	2連チェーン 140番	4.134 m
130-1	2列鎖車 (チェーン140番) 外 径322	145φ 1ケ
-2	〃 (外 径662)	100φ 1ケ
131 ⁻¹ ₋₂	キ - 38×24 28×18	1ケ 1ケ
132	丸 棒 110φ	3.0 m
133-1	ボールベアリング用高級ブラ ンマーブロック S-522	2ケ
-2	同付属装置	2組
134	1 3 3 - 1 受台	2ケ
135	すぐばかさ歯車 B	1組
136	キ - 28×18 24×16	1ケ 1ケ
137	丸 柱 120φ	1本
143	鎖車 (ピン駆動用) D	1ケ
144-1	キ - 28×18	1ケ
-2	3/4" 止めボルト	2ケ
145-1	台車駆動ピン植板	1ケ
-2	継ぎ板	2枚
-3	1/2" ボルトナット	24本
146 ⁻¹ ₋₂	ミノ形鋼 (150×75×9)	1本 1本
149	平 鋼 (800×820×19)	1枚
150	〃 (25×300×300)	1枚
151 ⁻¹ ₋₂	クラッチ伝導部	1組
151-3	キ - 12×8	2本
152	ピン 3/4"	88本

図面番号	名 称	数 量
153-1	ピン支え金輪	1ケ
-2	継ぎ板	2枚
154	カップリング	1組
155	円錐ころ軸受 S-522 (32220番)	2ケ
156	〃 S-512 (32211番)	2ケ
160 ⁻¹ _{~7}	クラッチ作動装置	1組
200	回転台および台枠 (受台)	
201	回転台	1台
202	〃 受台 A	1ケ
203-1	〃 受台 B	4ケ
-2	〃 受台 C	4ケ
-3	18φボルトナット	16本
-4	1/2" ボルト	24本
204	止めねじ	1ケ
205	3/8" ボルト	4本
206-1	砲金A (2つ割り)	1組
-2	1/2" ボルト	1ケ
-3	止めピン	4ケ
207-1	砲金B (2つ割り)	2組
-2	1/2" ボルト	2本
208-1	砲金C (2つ割り)	2組
-2	1/2" ボルト	4本
300	台 車	
301-1	車 輪 180φ	4ケ
-2	軸	4本
302	円錐ころ軸受 (32210番)	8ケ
301-3	車輪受台	4ケ
-4	車輪覆い板, ねじ	8枚 32ケ

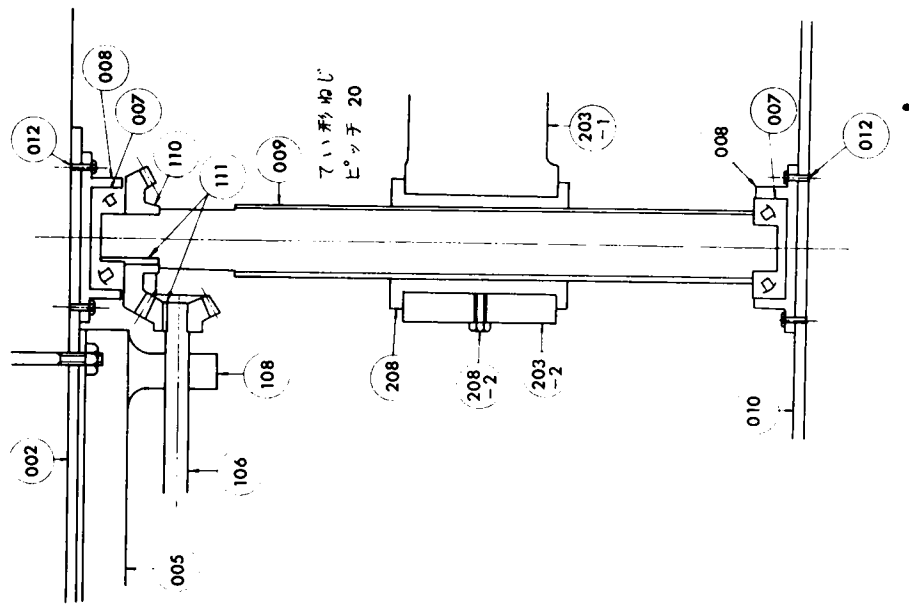
図面番号	名 称	数 量
303	1/2"ボルトナット	16本
304-1	レール(22kg)	2本
-2	レール継ぎ部	2組
305	アンカーボルト 1/2"	29本
306-1	ゴム車輪 280φ	4ヶ
-2	同止めボルト	
307	平鋼(200×25×800)	4枚

図面番号	名 称	数 量
308	山形鋼(75×75×9)	4本
309	● (100×75×10)	8本
310	● (75×75×9)	8本
311	平鋼A(10×700×400)	8枚
312	● B(10×700×350)	4枚
313	10φボルトナット	330本

上部枠組および柱は本試験装置を駆動するための動力用モータを装備し、また、外部よりの動力を伝達するとともに、回転テーブルを支持するための重要な構造体である。上部枠組部分は、前図-2.9に示したように、回転テーブルの昇降と回転運動を制御する2台のSCM3700G6無段変速機付モータを装備しており、その動力を柱に伝達する伝達装置と5本の柱を支持する重要な使命を負っている。また、5本の柱はそれぞれ異なった機能を有しており、1本は回転台車を駆動させるための動力シャフトで、他の4本の柱は回転テーブルを支持し、また回転および昇降のための駆動力を伝達するのである。図-2.10に示した2本のねじ切柱は、回転テーブルの受台を昇降させるための動力シャフトであるとともに、回転テーブルの自重と載荷重を支持するための柱であり、他の2本の丸柱は、受台の昇降を円滑ならしめるための誘導用柱である。この中で、片方の丸柱には、ピニオンギアを摺動させるためのキーミゾが切られており、受台との結合部の上方に設置されたギアと組合せて回転テーブルの昇降とともに上下に連動して、回転テーブルを駆動する動力シャフトである。

つぎに、動力伝達装置は4本の系統から成り立っており、その機構および機能については、すでに前節において述べた。いずれの場合にも、減速機付モータの出力軸より、チェーンによって動力は伝達され、その後は、動力シャフトよりギア(傘歯車)を通して柱を回転させ、回転テーブルおよび回転台車を駆動させることによって、作業部分となる摩耗試験機へ動力は伝達されるのである。これらの伝達経路については、前述した試験装置組立図より明白であるので細部にわたっては省略するが、伝達機構の結節部におけるギアA、BおよびCについては、図-2.11、図-2.12および図-2.13に示した。また、台車駆動ピンと接合するギアDについては、図-2.14に示した。なお、回転テーブルを駆動させる2系統の動力伝達機構は、クラッチによって分離されるものであり、図-2.15にその概略図を示した。その他、すべての作業部分である摩耗試験機に伝達される動力は、電気系統を制御することにより、この回転式摩耗試験装置の本体より外部に設置した制御盤によって、1ヶ所で指令を与えることができる。

ねじ切柱



丸柱

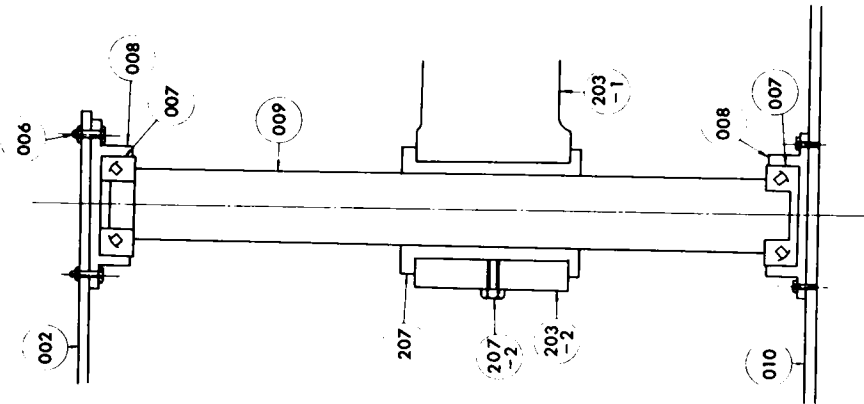
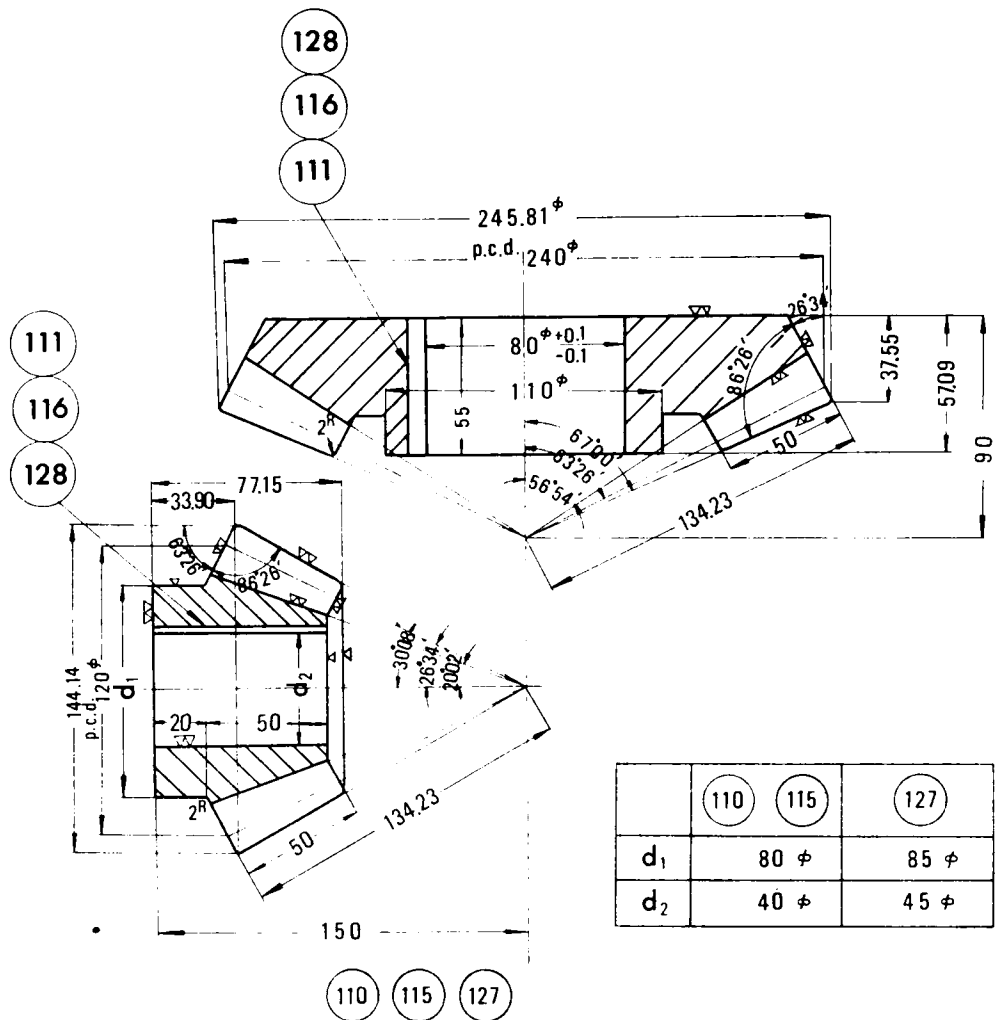


図-2.10 ねじ切柱と丸柱の組立詳細図

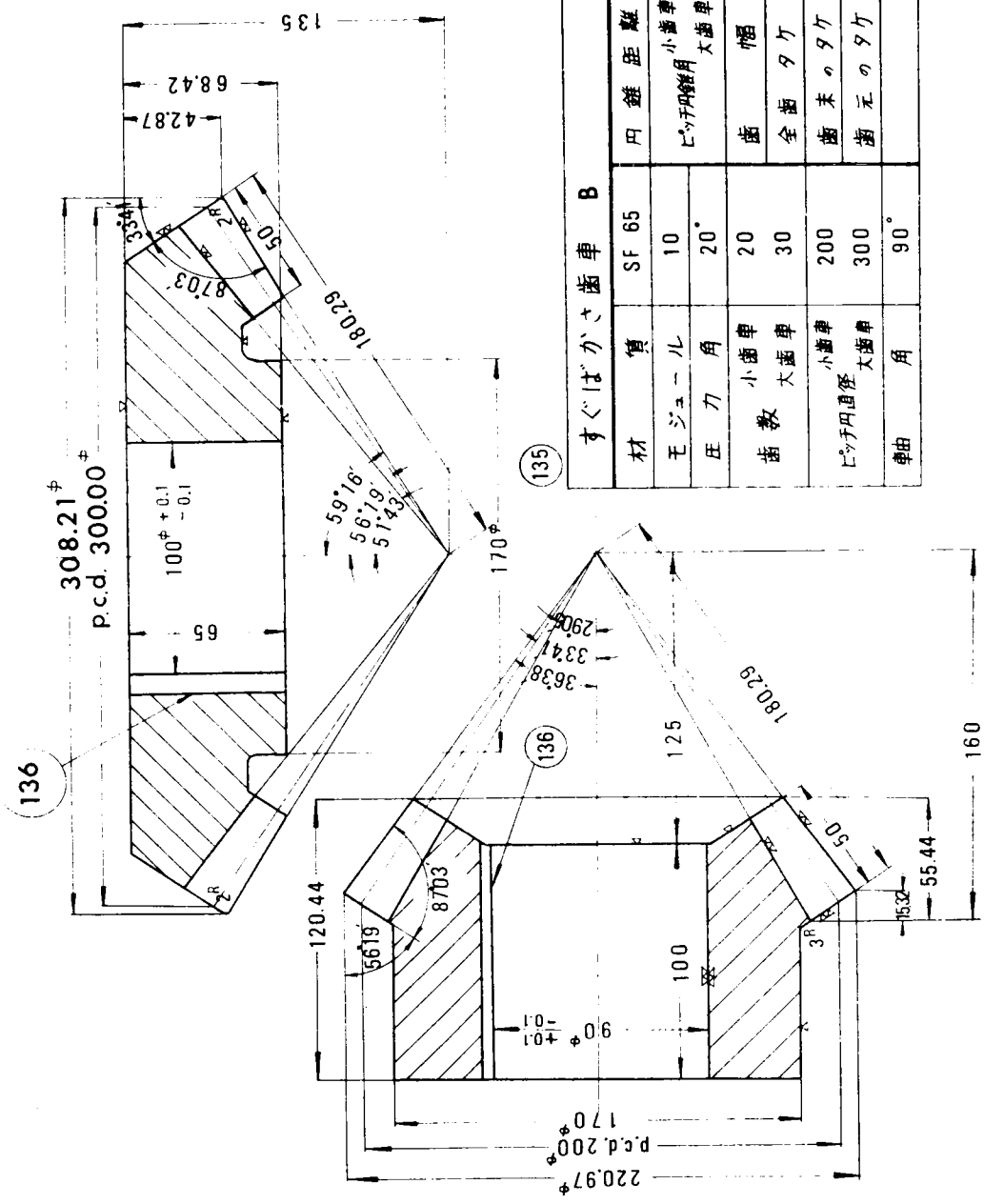


	110	115	127
d ₁	80 φ		85 φ
d ₂	40 φ		45 φ

110 115 127

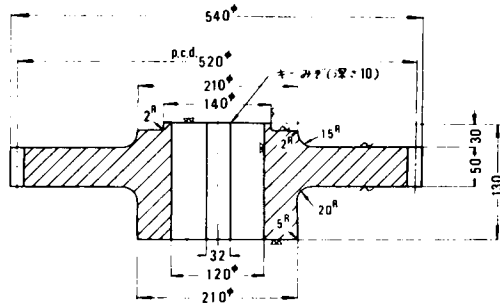
すぐばかさ歯車 A		単位: mm		
材 質	SF 65	円 錐 距 離	134.23	
モジュール	10	ピッチ円錐角 小歯車	26°34'	
圧 力 角	20°	ピッチ円錐角 大歯車	63°26'	
歯 数	小歯車	12	歯 幅	50
	大歯車	24	全 歯 タケ	23.74
ピッチ円直径	小歯車	120	歯 末 の タケ	8.37
	大歯車	240	歯 元 の タケ	15.37
軸 角	90°			

図-2.1.1 ギャー A に対する設計図



すぐばかさ歯車 B		単位: mm	
材	SF 65	円錐距離	180.29
モジュール	10	ピッチ円直径 小歯車 大歯車	33°41' 56°19'
圧力角	20°	歯 傾	50
歯数 小歯車 大歯車	20 30	全歯 タケ	23.80
ピッチ円直径 小歯車 大歯車	200 300	歯末の タケ	9.29
軸角	90°	歯元の タケ	14.51

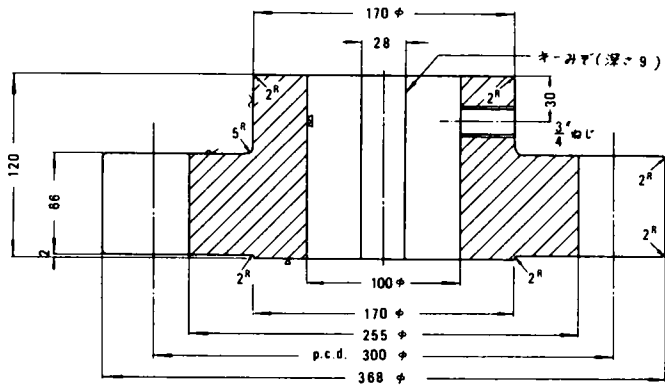
図-2.1.2 ギャー B に対する設計図



117

平歯車 C	
材質	SF 60
歯形	並歯
モジュール	10
歯数	52
ピッチ円直径	520
歯幅	50
圧力角	20°
全歯タケ	22.5
歯末のタケ	10
歯元のタケ	12.5

図-2.13 ギャーCに対する設計図



143

平歯車 D	
材質	Sf 60
モジュール	30 mm
歯数	10
圧力角	20°

図-2.14 ギャーD(ピン駆動用鎖車)に対する設計図

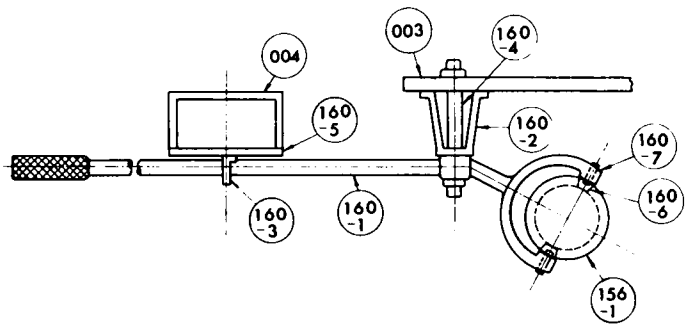
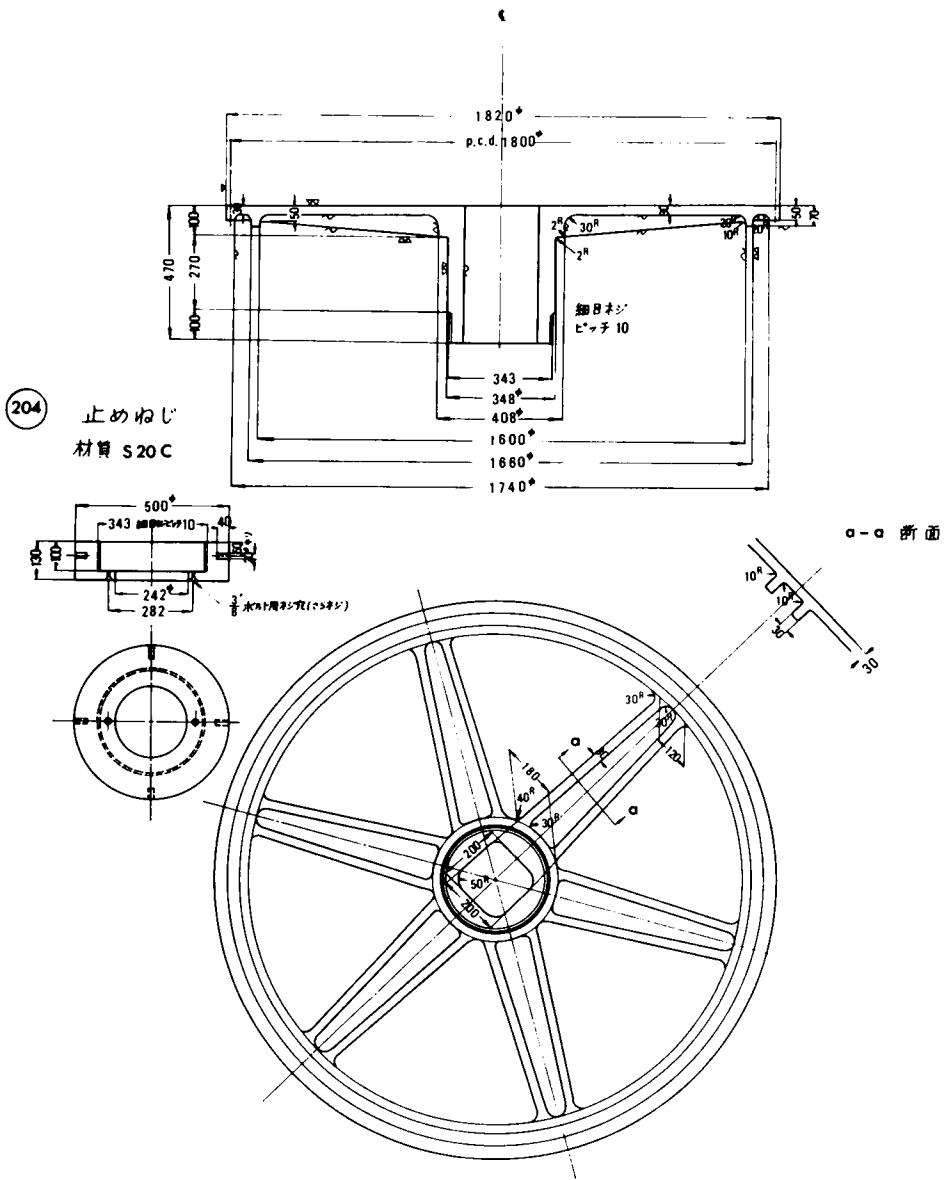


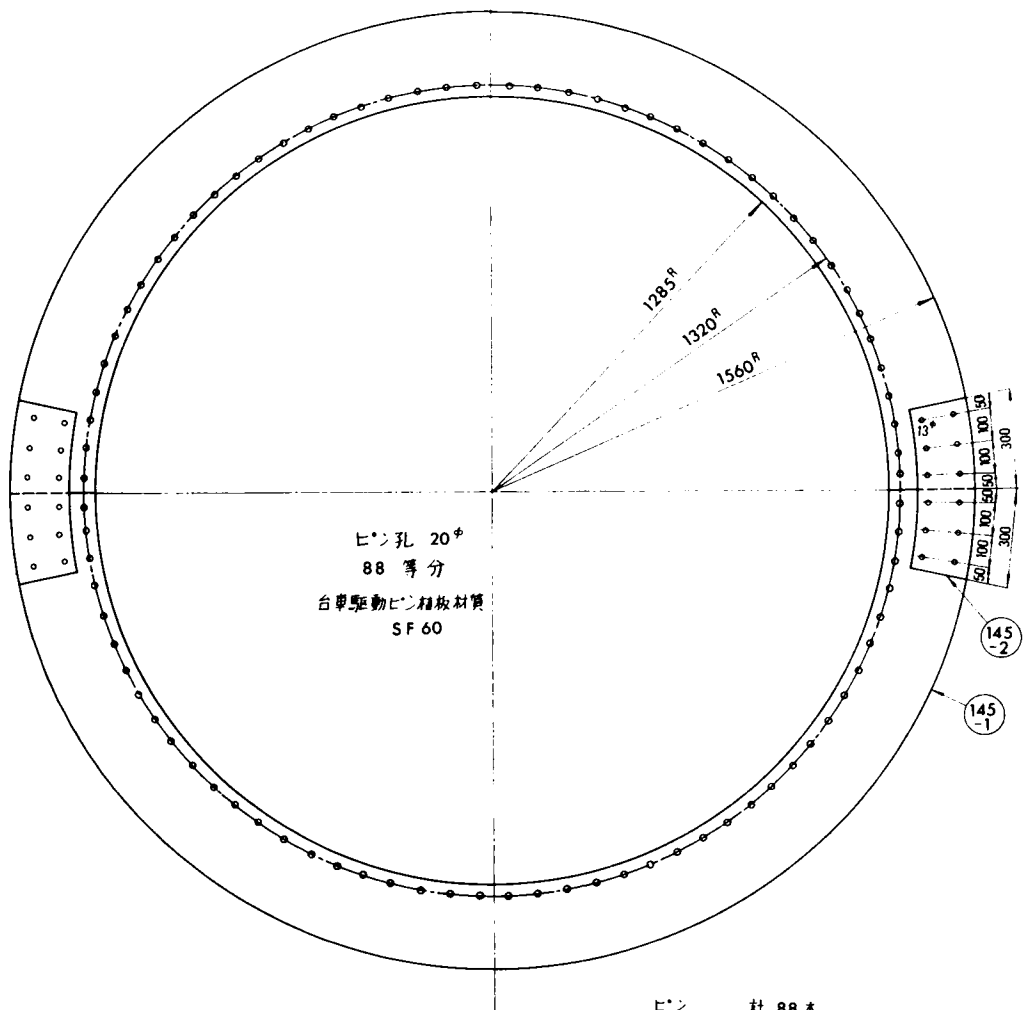
図-2.15 クラッチ機構の概略図

201 回転台



平歯車		単位: mm	
材質	SC 46	歯幅	50
歯形	並歯	圧力角	20°
モジュール	10	全歯タケ	22.5
歯数	180	歯末のタケ	10
ピッチ円直径	1800	歯元のタケ	12.5

図-2.16 回転台詳細図



ピン 計 88本
 ピン材質 SF 46

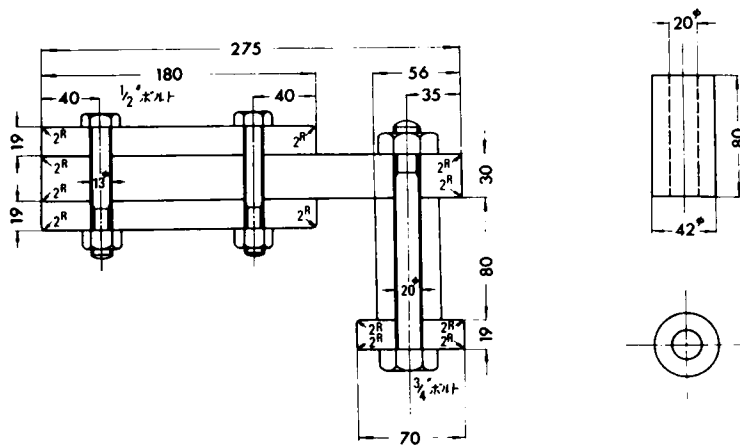
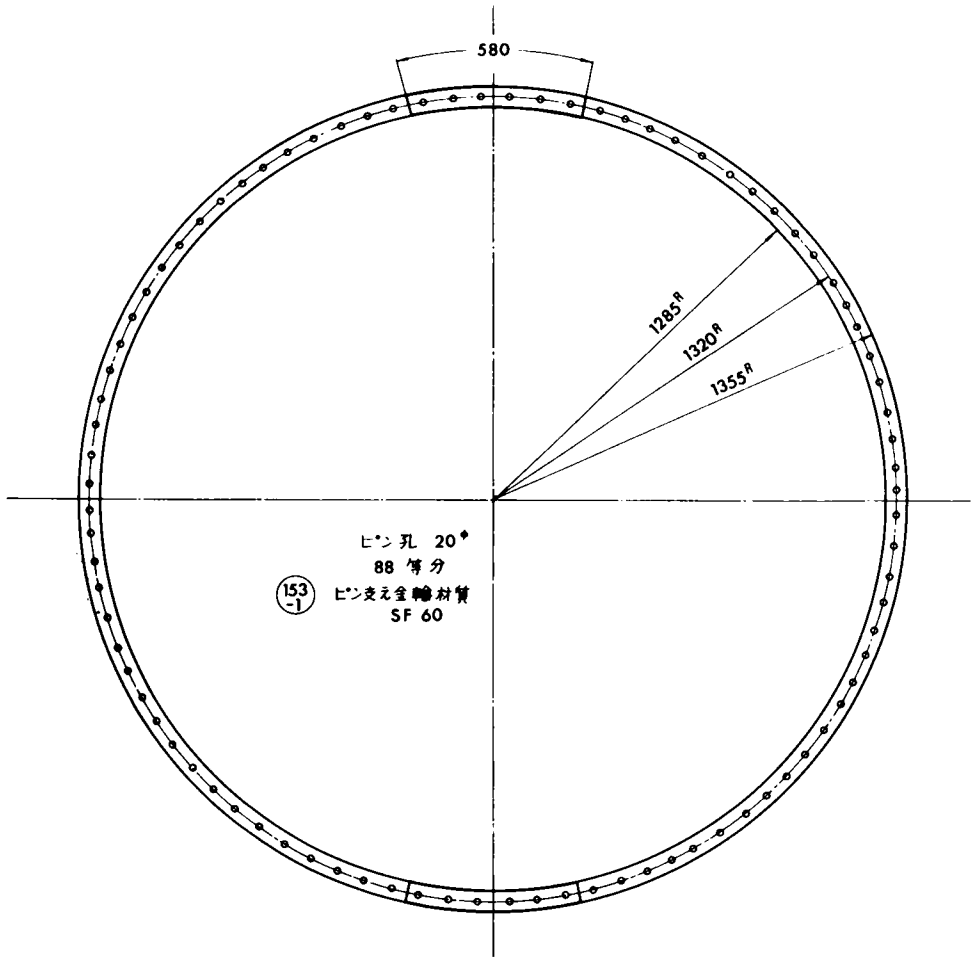


図-2.18 台車駆動ピン植板上部詳細図



153-2 継ぎ板詳細図

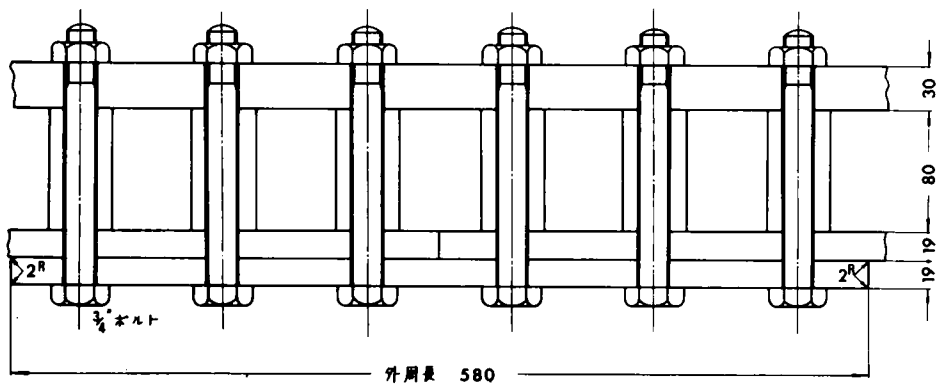


図-2.19 ピン支え金輪(台車駆動ピン植板下部)詳細図

また、回転台および受台は、それぞれ図-2.16および図-2.17に示したとおりである。回転テーブルは、直径1,800φ、厚さ50mmの铸鋼円板であり、周囲にはモジュール10の並歯が切られており、ギヤCによって駆動されて回転するのである。中央部には、200mm角の角孔があけられており、载荷装置の組立や穿孔試験機の装着に利用することができる。また、受台との接合部には、砲金を用いて円滑な回転運動を可能ならしめている。受台は4本のアームから形成されており、それぞれ別の機能をもつ柱に直結している。この直結部分にも砲金が使用され、ねじ柱や丸柱との間の摩擦をできるだけ少なくするように工夫されている。

また、回転台車は、前図-2.8に示した組立平面図より明らかなように、内径3,000φ、外径5,800φの円環土槽上に組立てられた枠組構造で、溝形鋼と山形鋼とを組合せたものである。この枠組構造は、直径2,850φの22kgレールを走行する鋼製車輪4個と、直径6,000φの円環状鉄輪板上を走行するゴム車輪4個で支持されている。また、この台車は、図-2.18および図-2.19に示した台車駆動ピン装着リングと、

これに接合するギヤDによって回転走行するものである。なお、台車の回転を円滑ならしめるために、レール上を走行する車輪は、図-2.20に示すように、特別に設計・製作したものである。この回転台車には、外部よりブラシによって誘導した3相交流電源によって駆動されるSCM3700G6無段変速機付モータが取り付けられており、また、主たる作業部分として4ヶ所の空間が設定され、次節において詳述する摩耗試験機等が装着されている。

2.5 摩耗試験機の細部構造

本研究のために作成した摩擦および摩耗試験機として、まず回転テーブル上に設置した摩擦試験機と摩耗試験機およびそれらの载荷装置枠組がある。図-2.21に、これらの組立図を示した。摩擦および摩耗試験の供試体は、全く同

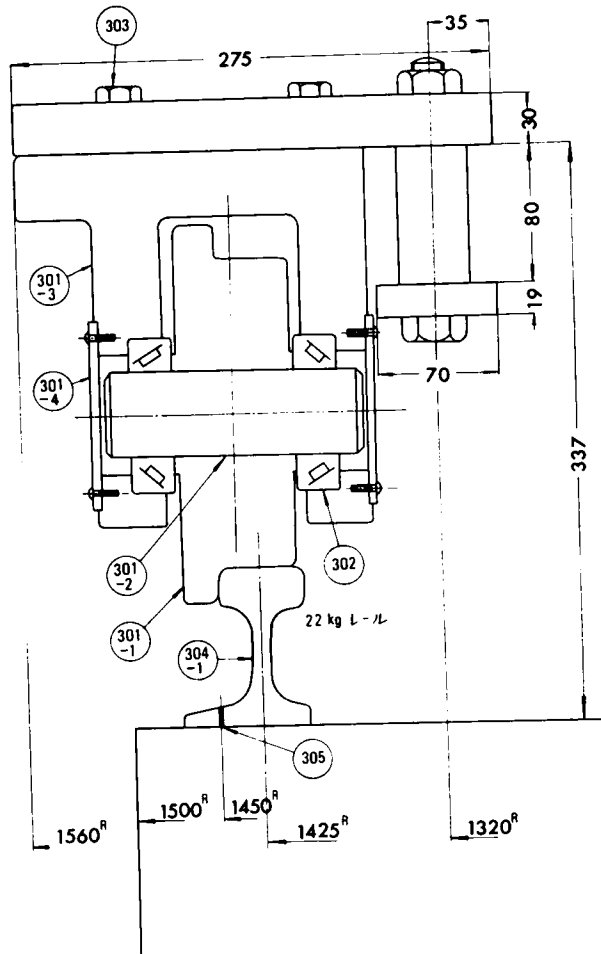


図-2.20 レール上を走行する鋼製車輪部詳細図

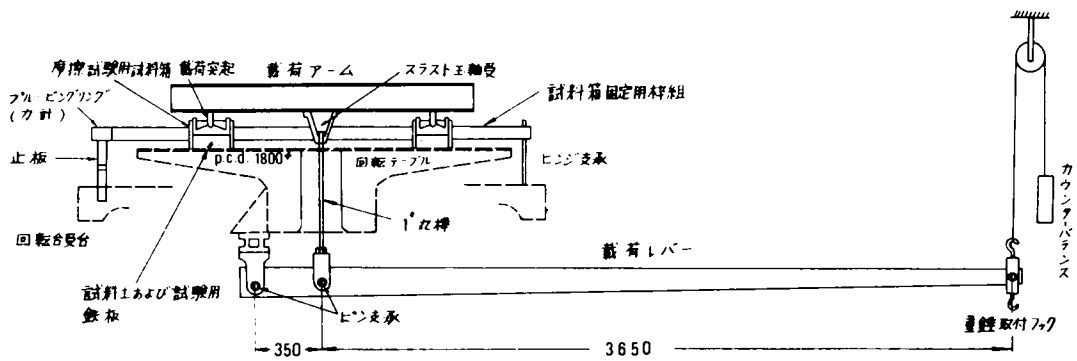


図-2.21 摩擦および摩耗試験機の載荷装置組立図

一条件において相対する2ヶ所に設置され、同じ載荷重を受けて同時に試験に供されるものである。摩擦試験では、図-2.22で示す摩擦箱に入れた試料土砂と回転テーブル上に別に設置した試験用鉄板との間の摩擦抵抗を種々の載荷重に対して測定する訳であるが、そのために、2個の相対する摩擦箱を枠組構造によって固定し、その一端を自由支承によって支持し、他端をフルビンゲリング(力計)に直結し、その反力を実

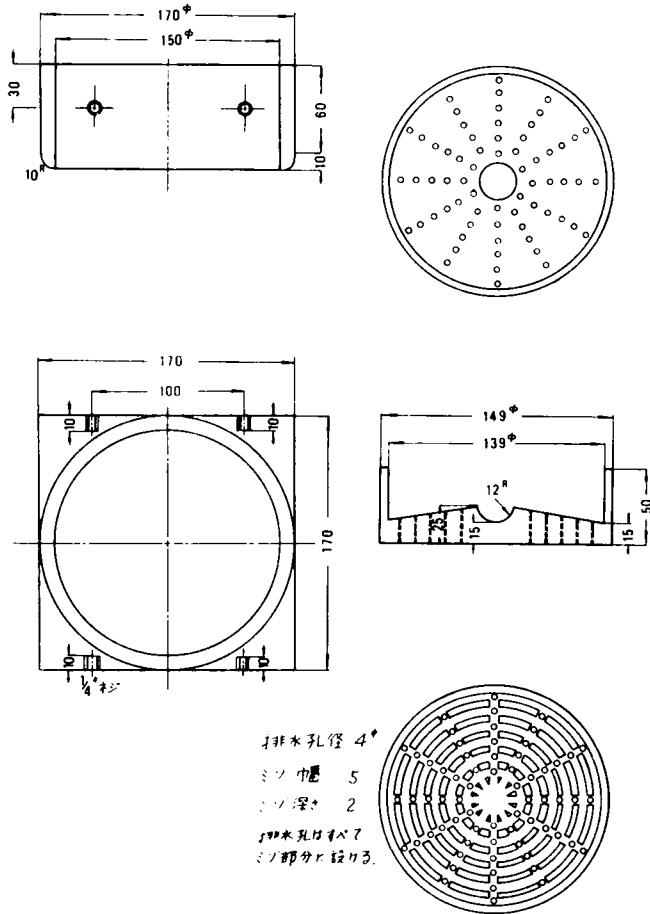


図-2.22 摩擦試験用試料箱(摩擦箱)詳細図

測することによって算定した。他方、摩耗試験においては、同じ枠組構造に図-2.23に示す摩耗試験片支持具を固定させ、回転テーブル上にソイルセメントによって固結させた土砂粒と摩耗試験片である鋼板との間に発生する摩擦および摩耗量を測定するものである。なお、載荷レバーは、それ自身の自重を支えるために、レバー先端にカウンターバランスを設けてある。また、回転テーブル上には、レバー比1.14倍で載荷することができ、最大10トンまでの載荷能力を有している。

つぎに、回転台車にはいくつかの摩擦および摩耗試験機が設置されており、ここでは、主として摩擦抵抗測定装置、供試体貫入試験機、供試体回転試験機について、簡単に説明する。それに先立って、円環土槽内に堆積した試料土砂は、試験機が通過する

ごとに攪乱されるために、図-2.24に示す土槽地ならし装置一式を設置し、供試体が通過する直前

(a) 引っかけ柵

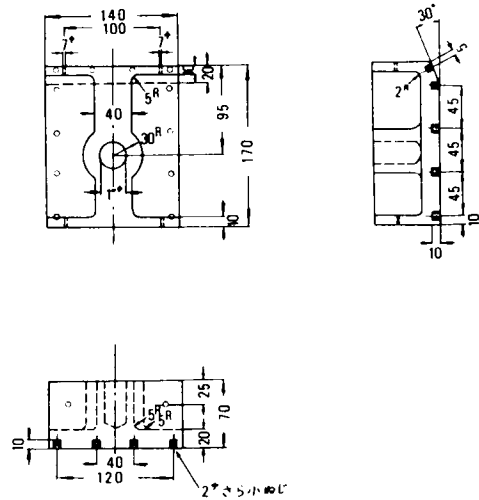


図-2.23 摩耗試験用供試体支持具詳細図

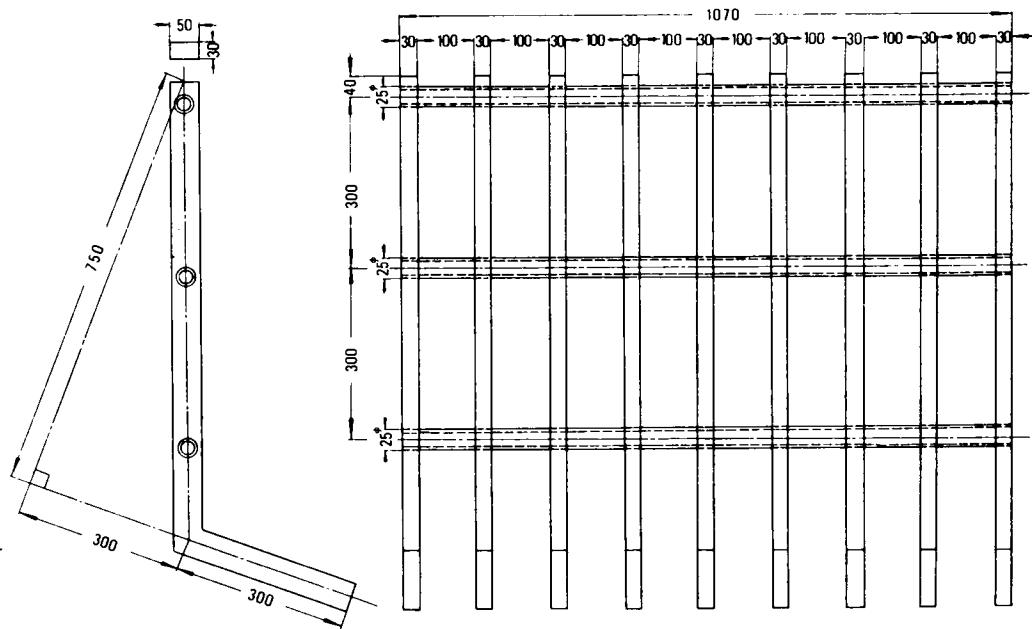
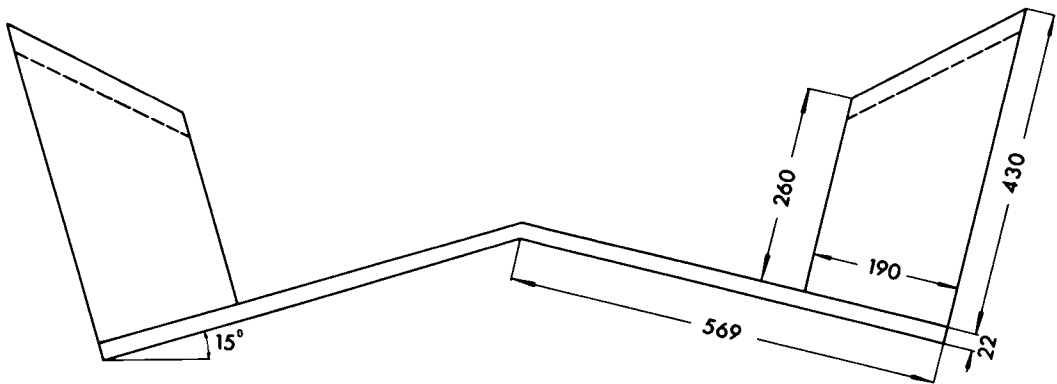
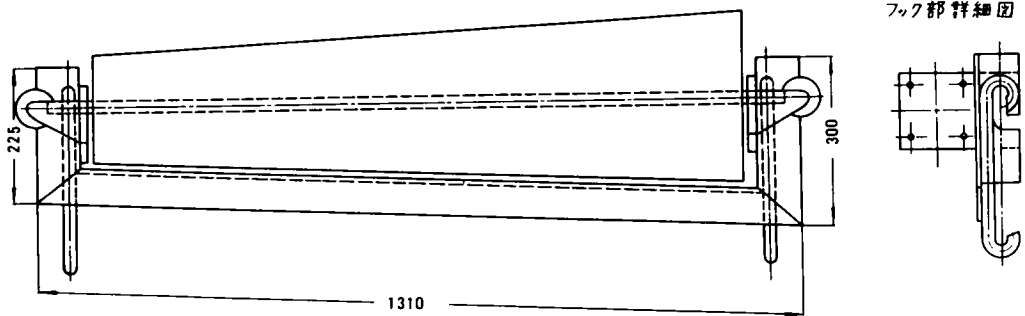


図-2.24 土槽地ならし装置一式

(b) 成形機平面図(かきならし板)



(c) 転圧ローラ



において、つねに新しく締め固めと成形を行なった状態を維持し、連続試験を可能ならしめた。すなわち、供試体の通過によって攪乱された試料土は、引っかけ柵によって完全に掘り起こされ、つぎに成形機によって地ならしが行なわれ、最後に転圧ローラによって締め固めを行なって、新鮮試料土を提供するものである。さて、摩擦抵抗測定装置は、図-2.25に示すように、主として細粒土砂を対象として、金属供試体と土砂との間に作用する摩擦抵抗を測定するものである。これは、回転台車とともに堆積土砂中を移動するものであり、この場合、金属供試体の移動方向となす角度および供試体が移動する場合の深さを自由に制御することが可能であり、これらの諸因子と摩擦抵抗との関係について、種々の試験を行なうことができる。つぎに、供試体貫入試験機および供試体回転試験機は、いずれも台車上に設置されたSCM3700G6無段変速機付モータによって駆動されると同時に、回転台車とともに移動するのである。供試体貫入試験機は、図-2.26に示したように、掘削刃先などの供試体を堆積土砂中に連続的に貫入する操作をくり返すことによって、材質や刃先形状に対する摩耗特性を把握することができる。供試体は、ピストンロッドに取り付けられストローク30cmの上下運動を行って約20cm土砂中に貫入させることができる。また、回転台車の移行速度と合せて供試体の貫入回

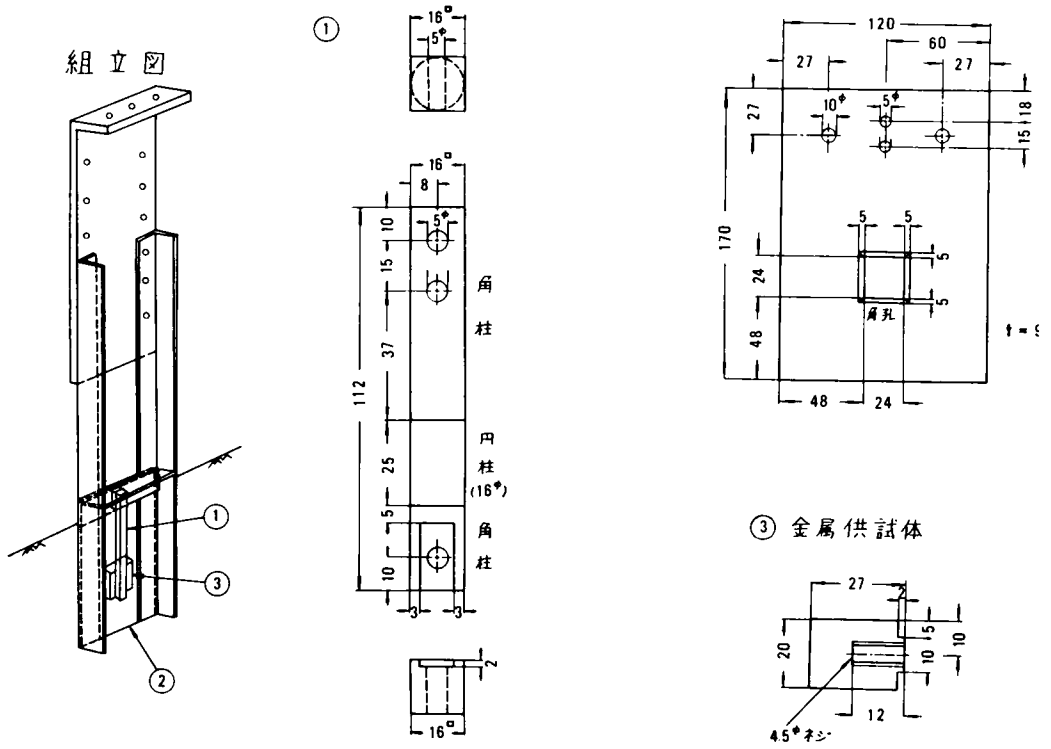


図-2.25 摩擦抵抗測定装置

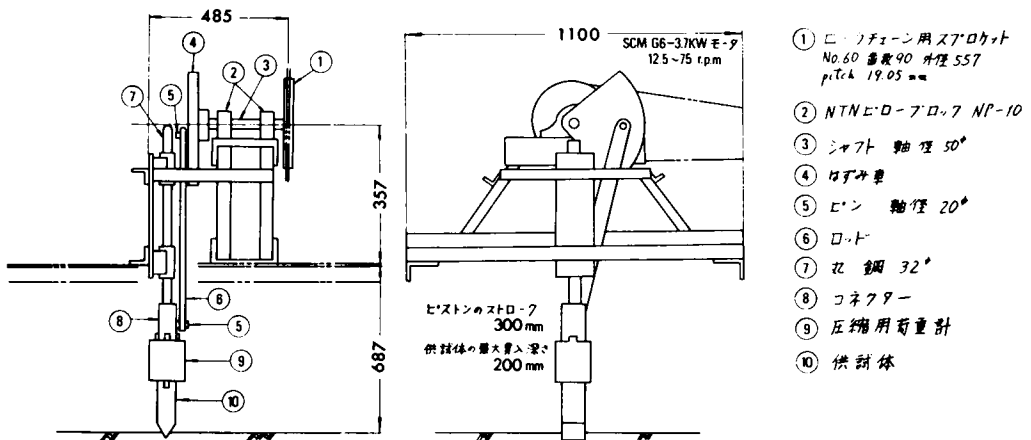


図-2.26 供試体貫入試験機

数を前後の貫入個所が互いに重複せぬように調節することができる。なお、供試体に作用する貫入抵抗は、同時に、容量500kgロードセルによって測定が可能である。また、供試体回転試験機は、図-2.27に示したように、外径80.0cmの円板を回転させるための装置であり、この円板と垂直方向に金属供試体である丸鋼を支持し、土砂中を走行速度50cm/secから240cm/secまで変速させて回転させ、摩耗試験を行なうものである。この方式は、前述した砂中回転法であり、試料土砂の粒度変化に対応することができる。また、丸鋼に作用する摩擦抵抗は、ペーパーゲージによって測定が可能である。

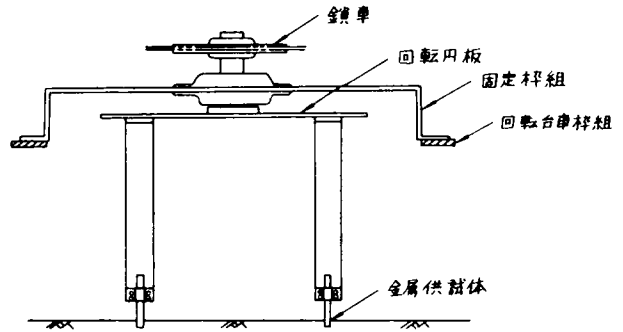


図-2.27 供試体回転試験機

以上述べた他にも、種々の測定機が取り付けられて試験されたが、詳細については、上述の試験機を含めて、次章以下の当該個所において、さらに詳しく説明を行なうこととする。

2.6 結 言

この新しく製作した回転式摩耗試験装置は、建設機械作業部分の運動機構をほとんどすべて包含するものであり、かつ大土槽を有して現場の状態でかなり近い形で摩耗試験ができること、および工具・部品の供試体も原寸に近いものを選定できること、また、これらを駆動する動力も十分に供給され、摩耗試験に必要な長時間の運転能力と試料土砂の均一性が保証される上で、従来の試験機には見られないすぐれた摩耗試験装置であると確信するものである。摩耗試験に対する作業の可能性は、かなり広範囲に選定することができるが、本研究においては、主として、従来の固定研摩材式として、土粒子をセメントで固結させた固結土粒子、換言すれば、軟岩に対する金属材料の摩擦および摩耗試験を行ない、また、砂中回転法に相当する堆積土砂に対する工具・部品の形状特性、掘削特性などに関する摩擦および摩耗特性を把握することを主眼として試験を行なった。その試験結果および考察については次章以下において詳述する。

参 考 文 献

- 1) M. M. Khrushov: Proc. of the Conference on Lubrication and Wear, London (1957) 655.
- 2) O. W. Ellis: Trans. A. S. M. 30 (1942) 249.
- 3) T. E. Norman and C. M. Loeb: AIME. Iron and Steel, Div. 30 (1948) 490.

- 4) 伊丹栄一郎：鉄と鋼，24（1938）616.
- 5) 西竹茂樹，松田一喜：材料，16，164（昭42.5）331.
- 6) J.M. Blake：Proc. ASTM, 28, 11（1928）341.
- 7) H. S. Avery：Trans. ASM. 41（1948）854.
- 8) H. S. Avery：Welding J.（1951）144.
- 9) J. A. Brinell：Jernkontorets Annaler, 76（1921）347.
- 10) R. D. Haworth：Metal Progress（1947）842.
- 11) R. D. Haworth：Trans. ASM41（1949）821.
- 12) 木戸行男，藤井晴信：鉄と鋼，46（1960）1386.
- 13) C. R. Weiss：Iron Age 129（1932）1166.
- 14) G. V. Toporov：Friction and Wear in Machinery, No. 12,
Translated from the Russian, ASME（1959）41.
- 15) 久恒中陽，橋本建次：鋳物，35-12（1963）34.
- 16) E. Rabinowicz, L. A. Dunn and P. G. Russel：Wear, 4-5（1961-
9/10）345.
- 17) K. Wellinger and H. Uetz：VDI Forschungsheft, 449（1955）11.
- 18) W. A. Stauffer：Metal Progress, 1（1956）102.
- 19) 宮野樺太男，遠藤良幸，山田国雄：鉄と鋼，47（1961）431.
- 20) 萩原巖，下村修二，矢崎 洋：北海道工業試験場報告，105（1951）5.
- 21) 三橋鉄太郎，今井 裕，横井 信：機械試験所所報，5（1951）294.

第3章 土砂と平板との間に作用する運動摩擦特性^{1)~4)}

3.1 概 説

土工材料の掘削・積み込み・運搬などの作業において、機械作業部分と土砂との間の相対運動に伴って発生する運動摩擦は、材料間相互の複雑な諸条件に支配されるために、理論的にその機構を解明することは非常に困難である。しかし、実際の土工作业において、より合理的かつ耐摩耗性のある土工機械作業部分の設計・製作が要求される以上、われわれは、種々の条件に対する基本的な運動摩擦特性を把握する必要がある。

ここでは、まず乾燥土砂および湿潤土砂に対する平板の運動摩擦特性について、試料土を充填した土槽上で平板をけん引した場合の諸特性を把握し、つぎに摩擦箱の中に試料土を拘束した場合の鉄板との摩擦特性について、土粒子の拘束度と摩擦抵抗との関係を明確にした。さらに、試料土を充填した土槽上で平板にけん引方向の振動による摩擦抵抗の低減現象について実驗的考察を行なった。試料土は、礫交り砂およびシルト質土であり、土工作业で最も広く用いられる鉄板およびゴム板について、土砂の締固め度、拘束度、含水比および平板のけん引速度、振動数などの運動摩擦抵抗に及ぼす諸特性に関する実驗的考察を行なった結果について述べる。

3.2 実験装置とその方法

表-3.1 試料土の物理試験と転圧後の乾燥密度

	最大粒径 (mm)	配合率	比重	液性限界 L.L. (%)	塑性限界 P.L. (%)	最適含水比 (%)	試験時 含水比 (%)	転圧後の乾燥密度(ρ_{cm})		
								転圧回数		
								2	6	40
礫交り砂	4.80	0.87	2.65	-	-	9.8	3.0(乾燥状態)	1.45	1.62	1.84
							9.0(湿潤状態)	1.45	1.62	1.84
シルト質土	1.50	0.87	2.73	28.5	18.5	14.3	3.4(乾燥状態)	1.36	1.49	1.60
							14.2(湿潤状態)	1.47	1.68	1.86

本実験に用いた試料土は、礫交り砂およびシルト質土であり、その土性および粒径加積曲線は表-3.1および図-3.1に示すとおりである。

3.2.1 木製土槽上で 平板をけん引する方法

それぞれの試料土は、乾

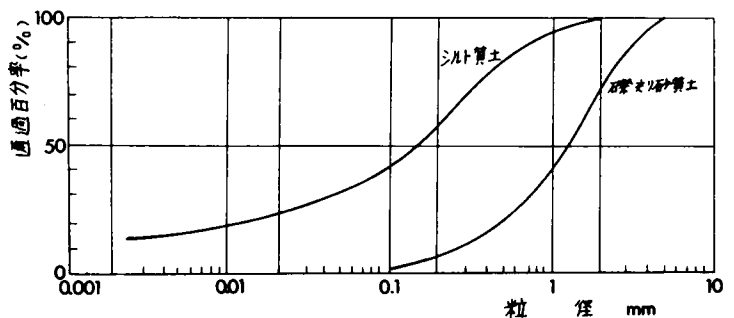


図-3.1 粒径加積曲線

乾燥状態および所定の含水比に調整した湿潤状態において幅70 cm, 長さ250 cm, 深さ25 cmの木製土槽に充填し, 自重120 kgの円筒ローラで転圧して, その表面を平滑に成形したものである。その上に接地圧が0.1, 0.2および0.3 kg/cm²となるように直接重錘を載荷した鉄板あるいはゴム板をおき, ワイヤロープによってそれをけん引するときの土砂と平板との間の運動摩擦抵抗を測定した。

図-3.2の実験装置

概略図に示すように, 動力系統の2 PS モータを1/50に減速した巻取りドラムによってワイヤロープをけん引し, 摩擦抵抗力はドラムの直前に設けたけん引力測定用トルクメータ(100 kg m用)を用い, 増

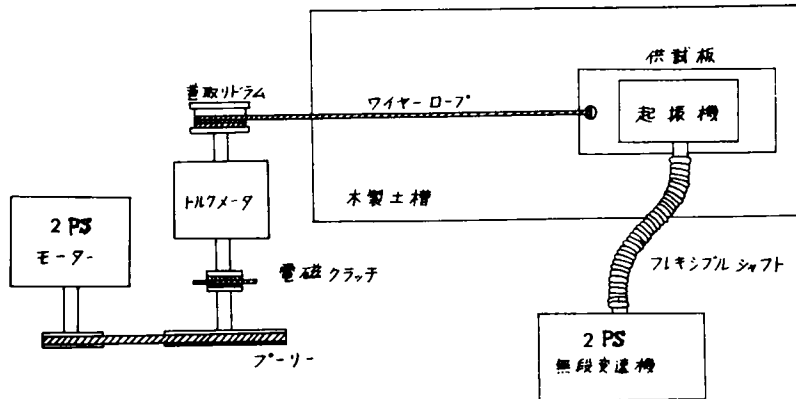


図-3.2 摩擦試験の装置概略図

幅器を通して記録計に自記させるものである。また, けん引速度は動力系統のVベルト車の大きさを交換し, 巻取りドラムの回転数を調節することによって変速できる。鉄板およびゴム板は, 50 cm×20 cm×0.9 cmのく形板であり, 鉄板は普通炭素鋼を鍛造加工したままで表面仕上げを行っていないもの, またゴム材は普通の加硫天然ゴムを使用した。鉄板の組成, 強度および表面あらさなどについては表-3.2に示してある。

表-3.2 鉄板の物理定数

化学組成 (%)	C	Si	Mn	S	P
		0.30~0.40	<0.30	0.60~0.80	<0.06
引張強度 (kg/mm ²)	41 ~ 50				
ビッカース硬さ (kg/mm ²)	126 ± 10				
表面あらさ	6-Sおよび50-S				

これらの平板を木製土槽上でけん引する場合, まずローラによる試料土の転圧回数を2, 6および40回とした場合の締固め度と運動摩擦抵抗との関係を求め, その後締固め度を一定にした場合の平板のけん引速度を3.3, 6.8, 9.8および13.0 cm/secの4段に変速して平板の運動速度に対する摩擦抵抗の変化について実測し, 平板と土砂との間の材質による相違について比較検討を行なった。すなわち, 礫交り砂に対しては乾燥状態および湿潤状態(含水比9.0%)において, 試料土と鉄板また

はゴム板との間の運動摩擦抵抗を求め、平板の材質と含水比の摩擦抵抗に及ぼす影響について明らかにした。また、シルト質土については、平板との間の運動摩擦抵抗が、試料土の含水比によってかなり変動すると予想されるので、とくに含水比による運動摩擦抵抗の変化に着目して、この2種類の平板について実験を行ないその運動摩擦特性を把握した。

つぎに、平板のけん引方向に振動を与えた場合の運動摩擦抵抗の低減について試験するために、前述の木製十槽を使用し、振動発生装置として自重42kg、最大起振力500kgのtwo-mass型起振機を用いた。起振機は、平板上に載荷重とともに設置し、動力は2PSのモータから無段変速機を通し、フレキシブル・シャフトによって伝達するものである。振動数は無段変速機によって10ヘルツから最大40ヘルツまで変化させ、振動による減摩効果について振動を与えない場合と比較検討を行なった。この場合、各試料土に対してそれぞれ含水状態を変化させ、一定の密度に締固めた試料土と鉄板およびゴム板の接地圧を0.1、0.2および0.3kg/cm²となるように調整した。その後、平板に振動を与えてけん引するときの速度を3.3および13.0cm/secとした場合、試料土と平板との間の運動摩擦抵抗について測定し、振動数の変化にともなう減摩効果についてその特性を実験的に明らかにした。

3.2.2 摩擦箱と回転テーブルによる方法

試料土を摩擦箱の中に拘束した場合の拘束の程度が、鉄板との運動摩擦抵抗に及ぼす影響について試験するために、図-3.3に示す試験装置を使用した。

この摩擦試験機は、前章において述べた回転式摩擦試験装置の中央に設置された回転テーブル上に供試体である鉄板を載せ、その上に前図-2.2.2に示した直径150mmの円筒摩擦箱を2個同一円周上で相対する方向に設置し、その中に試料土を充填し、直接レバーを通して載荷するものである。摩擦箱取付け枠組は一端をヒンジで固定し、他端を1t用引張計に連結して、鋼製回転テーブルを回転させた場合の2個の摩擦抵抗力の反力を、引張計に取り付けた差動変圧器を通して、直接オシログラフに自記させる構造とした。ここではとくに供試体である鉄板の表面あらさおよび摩擦速度の運動摩擦抵抗に及ぼす影響について、乾燥状態にある礫交り砂に対して試験を行なった。また、摩擦箱の中に試料土を拘束し、試料土の層厚によって拘束度を変化させ

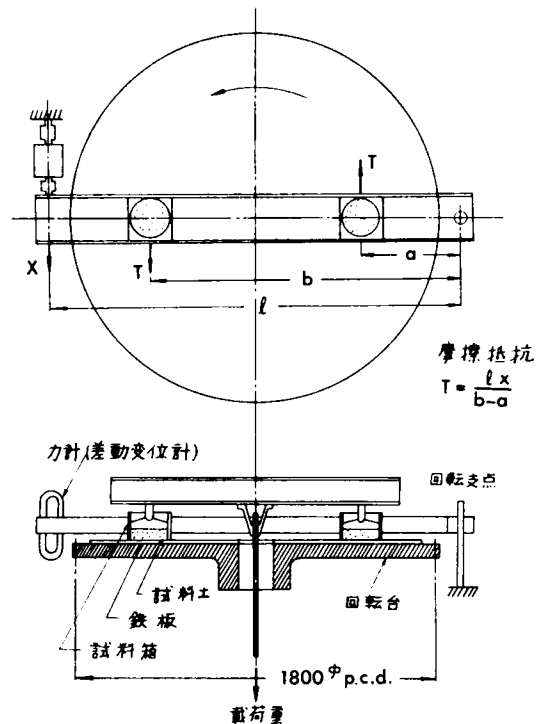


図-3.3 回転式摩擦試験機

た場合の運動摩擦抵抗に及ぼす影響について、乾燥した礫交り砂とシルト質土に対して試験を行ない比較検討した。

3.3 実験結果

3.3.1 乾燥土砂に対する平板の運動摩擦特性

(1) 平板を締固めた試料土上でけん引させる場合の摩擦試験

試料土を乾燥状態において木製土槽内に充填し、線荷重 18.5 kg/m の円筒ローラで転圧したとき、その転圧回数と乾燥密度の関係は前表-3.1に示したように、乾燥密度は転圧回数の増大とともに増加している。この試料土の表面を平滑に成形し、その上で载荷された平板をそのまま振動を与えないでけん引する場合の運動摩擦抵抗と平板の移動量との関係は、一般に図-3.4に示すように接触圧力が増大するとともに鉄板とゴム板とでは異なった挙動を示している。

とくに、鉄板と礫交り砂との摩擦においては、けん引当初慣性による5ヘルツ程度の振動が伴うのである。これはごく低いけん引速度に対してはみられない現象であり、速度が高くなるほど顕著に現われるもので、初期の急速な加速に対する実験装置全体の影響によるものと考えられる。したがって、運動摩擦抵抗については、けん引初期における過渡的振動が減衰

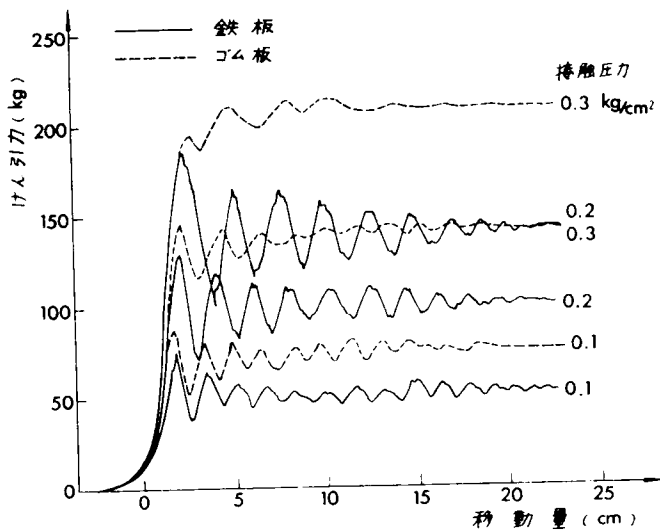
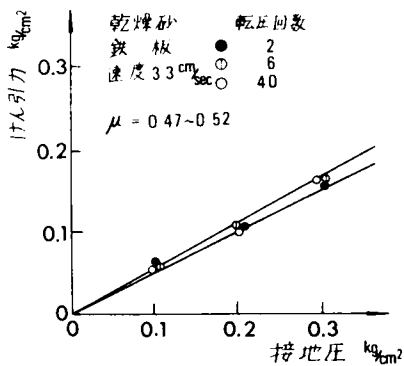
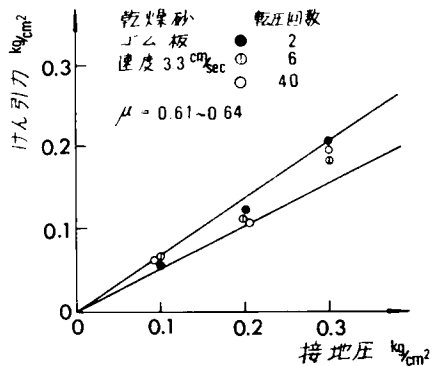


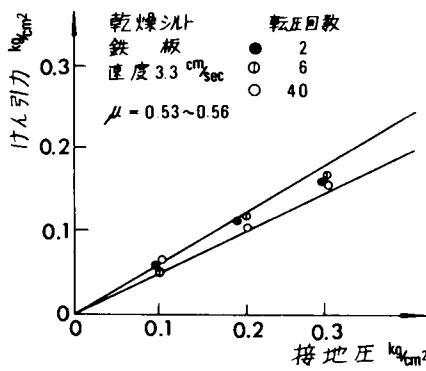
図-3.4 乾燥礫交り砂質土に対する平板のけん引力と移動量(水平変位)の関係



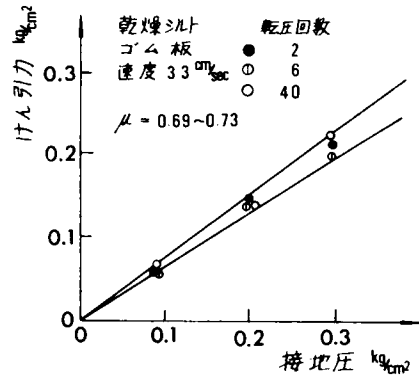
(a) 乾燥砂と鉄板との摩擦係数



(b) 乾燥砂とゴム板との摩擦係数



(c) 乾燥シルトと鉄板との摩擦係数



(d) 乾燥シルトとゴム板との摩擦係数

図-3.5 乾燥土に対する平板の摩擦試験の結果

して定常状態に達するまで平板をけん引し、そのときに発生するわずかな振動はこれを平均化して整理した。この運動摩擦抵抗と接触圧力との関係を図示すると、乾燥土砂に対しては、一般にほぼ原点を通る直線となるので、この直線の傾斜角の正接を運動摩擦係数 μ とする。

さて、試料土を円筒ローラによって締固める場合、通過回数による締固め度によって運動摩擦係数 μ がどの程度変化するかについて一連の実験を行なった。その結果を図-3.5(a)~(d)に示したがこれらから明らかなように、乾燥した礫交り砂およびシルト質土に対する鉄板またはゴム板の運動摩擦係数 μ は、それぞれわずかにばらついてはいるが、ほぼ一定値をとり、この程度の締固め度においては、運動摩擦係数と試料土の乾燥密度との相関性は認められなかった。つぎに、平板のけん引速度、すなわち摩擦速度による運動摩擦抵抗の変化について、締固め度を6回転圧と一定にして試験を行なった。

その一例として、図-3.6に示したのは乾燥シルト質土について、鉄板およびゴム板のけん引速度を3.3, 6.8, 9.8および13.0 cm/secの4段に変速させた場合の運動摩擦抵抗と接触圧力との関係である。けん引速度による影響は顕著にはあらわれないが、わずかにけん引速度の増大とともに運動摩擦係数 μ は低下する傾向がみられる。

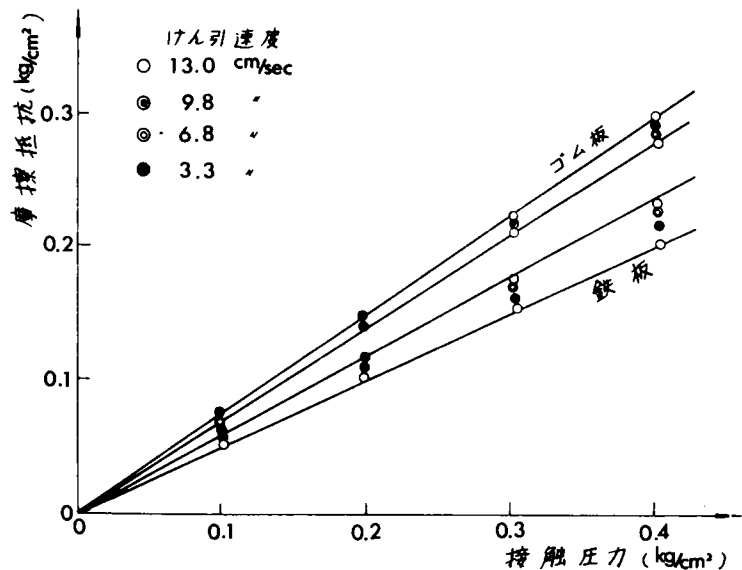


図-3.6 板とシルト質土との間の摩擦抵抗

表-3.3 乾燥土と平板との間の運動摩擦係数

試料土	平 と 板 材 質	土槽中に土砂を転圧した場合		摩擦箱の中に土砂を拘束した場合		
		けん引速度 3.3 cm/sec	転圧回数 6回	試料土の層厚 5 mm	摩擦速度 10 cm/sec	
		転圧回数 2~40回	けん引速度 3.3~13.0cm/sec	摩擦速度 7.7~25.2 cm/sec	試料土の層厚 20 mm 3 mm	
礫交り砂	鉄板	0.47~0.52	0.48~0.50	0.63~0.73	0.58	0.78
	ゴム板	0.61~0.64	0.59~0.65	—	—	—
シルト質土	鉄板	0.53~0.56	0.48~0.56	—	0.71	0.98
	ゴム板	0.69~0.73	0.68~0.72	—	—	—

各場合の運動摩擦係数については、表-3.3にまとめて表示した。一般に、乾燥土砂に対するゴム板の運動摩擦抵抗は鉄板に比べて約1.3倍の大きさをもち、乾燥土砂の締固め度および平板のけん引速度によって5~10パーセントの変動を示すことが判明した。

(2) 摩擦箱の中に土砂を拘束した場合の鉄板との摩擦試験

まず、直径150mmの円筒摩擦箱の中に乾燥した礫交り砂を充填し、載荷圧力3.08 kg/cm²までの種々の圧力で試料土を拘束した場合について、2種類の表面あらさを有する鉄板との運動摩擦抵抗が、摩擦速度の大きさによって変化するかどうかについて試験を行なった。

その試験結果は、図-3.7に示したとおりであり、一般に、けん引速度による影響は顕著には現われないが、この試験の速度域1.04 cm/secから3.17 cm/secにおいては、けん引速度の増大とともにわずかに運動摩擦抵抗は低下する傾向がみられる。鉄板の表面あらさによる影響については図-3.8に示すように、表面のなめらかである方が、運動摩擦抵抗はわずかに増加する傾向がみられた。

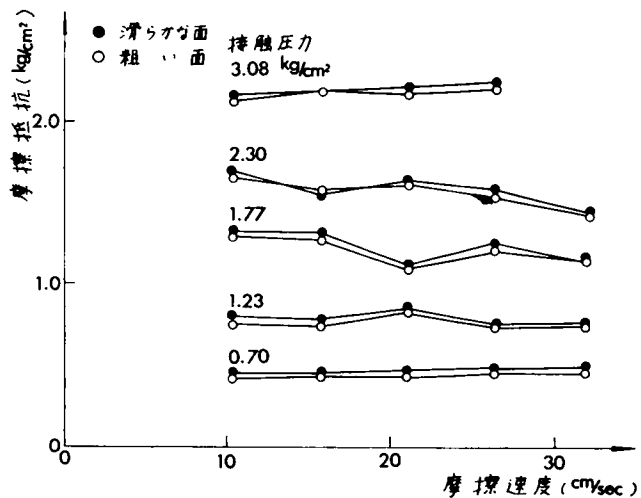


図-3.7 種々の接触圧力、表面あらさに対する摩擦抵抗と摩擦速度との関係

また、摩擦箱の中に試料土を拘束し、試料の層厚による運動摩擦抵抗の変化については、図-3.9に示すように、粒径の細かいシルト質土の方が、礫交り砂に比べてかなり大きな運動摩擦係数を与えるが、いずれも試料土の層厚によって土粒子自身の移動の難易が異なり、試料土の層厚を薄

くするほど、土粒子の移動が拘束されるために、著しく運動摩擦係数は増加している。このように、個々の土粒子の移動を拘束する場合に対して、土槽上で平板をけん引する場合には、平板直下における土粒子の粒子間の間げきは、初期の締固め程度にかかわらず、ある程度けん引した後においては、限界間げき比まで増加すると考えられるので、その運動摩擦抵抗もかなり減少すると考えてよい。

以上、乾燥土砂に対する平板の無振動時における運動摩擦特性について種々の見地より比較検討を行ない、各場合についてまとめると前表-3.3のようになる。

3.3.2 湿潤土砂に対する平板の運動摩擦特性

試料土を湿潤状態において木製土槽に充填し、自重120kgの円筒ローラで転圧した。その転圧回数と乾燥密度の関係は、前表-3.1に示したように、乾燥密度は転圧回数の増加とともに増大している。この傾向は、乾燥状態における場合と同様であるが、その締固め度は礫交り砂に対しては殆んど変化がないのに対して、シルト質土では湿潤状態における方がより効果的に行われている。

この試料土の表面を平滑に成形し、その上で載荷された平板をけん引する場合の摩擦試験の結果を表-3.4にまとめて示した。礫交り砂については、前表-3.3と比較しても明らかなように、乾燥状態と湿潤状態にある場合とでは、平板との間の運動摩擦係数は鉄板については大差はみられないが、ゴム板についてはつねに湿潤状態にある場合の方が大きく、約1.1倍増加している。この場合、平板の材質にかかわらず付着力は発生しなかった。また、礫交り砂の場合は、一般に含水比によるせん断強度変化は少ないので、運動摩擦抵抗に対しても顕著な差異は認められなかった。

一方、シルト質土については含水比の変化にともなってかなり土性が変化するので、平板との間の運動摩擦抵抗についても前表-3.4に示すように含水比が重要な影響を及ぼすのである。

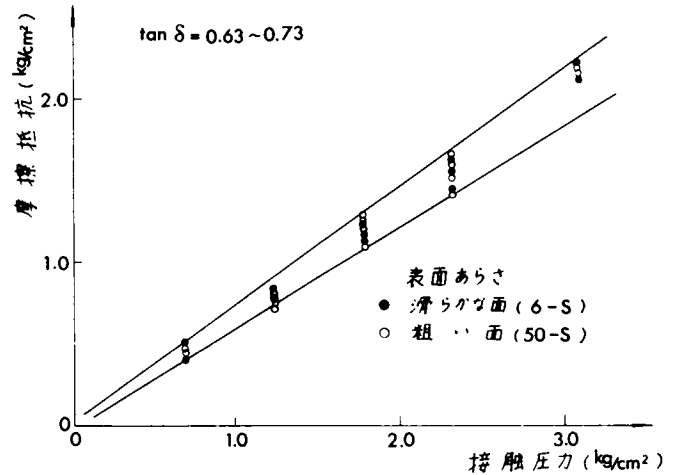


図-3.8 鉄板と礫交り砂質土間の運動摩擦係数

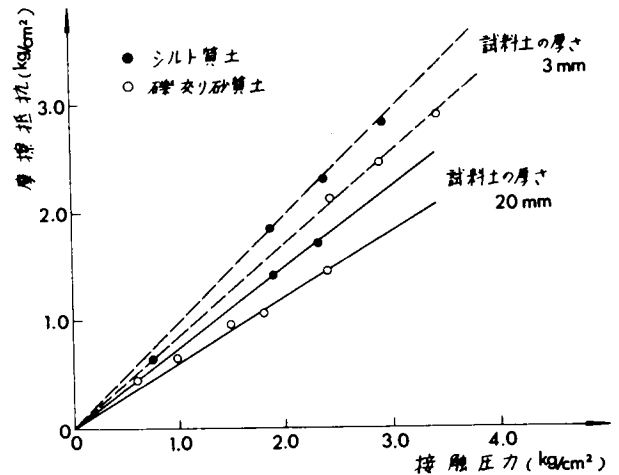


図-3.9 試料土の厚さに対する摩擦抵抗と接触圧力との関係

表-3.4 湿潤土と平板との間の運動摩擦係数(μ)および見かけの付着力(a)

試料土	平と板 材質	含水比 (%)	転圧回数 6 回			
			けん引速度 13.0 cm/sec		けん引速度 3.3 cm/sec	
			μ	a (kg/cm ²)	μ	a (kg/cm ²)
礫交り砂	鉄板	9.0	0.48	0	0.53	0
	ゴム板	9.0	0.66	0	0.71	0
シルト質土	鉄板	3.4	0.48	0	0.56	0
		14.2	0.66	0	0.70	0
		18.2	0.55	0.02	0.84	0.03
		22.5	0.39	0.07	0.28	0.07
		25.4	0.40	0.02	0.24	0.03
	ゴム板	3.4	0.68	0	0.72	0
		14.2	0.77	0	0.87	0
		18.2	0.97	0.01	1.17	0.01
		22.5	0.71	0.06	0.55	0.04
		25.4	0.46	0.01	0.36	0.02

一般に、含水比が増大すると、運動摩擦抵抗と接触圧力との関係は次式で与えられる。

$$f = a + \mu \cdot p \quad (3.1)$$

ここに、 f は平板と土砂との間の運動摩擦抵抗、 a は平板と土との間の見かけの付着力、 p は接触圧力であり、 μ は運動摩擦係数である。

前表-3.4においては、上式の a および μ について整理したが、一般に含水比の高いシルト質土と平板との間の運動摩擦抵抗は摩擦係数だけでなく、付着力が非常に大きな影響を示すことが明らかである。

さて、図-3.10はシルト質土の含水比および平板のけん引速度に対する運動摩擦係数について、ゴム板と鉄板との比較を行なったものである。その結果、いずれの含水比に対しても、ゴム板の方が鉄板にくらべてその運動摩擦係数ははるかに増大している。また、シルト質土の塑性限界の近傍において、鉄板およびゴム板のいずれの場合にも、運動摩擦係数は最大

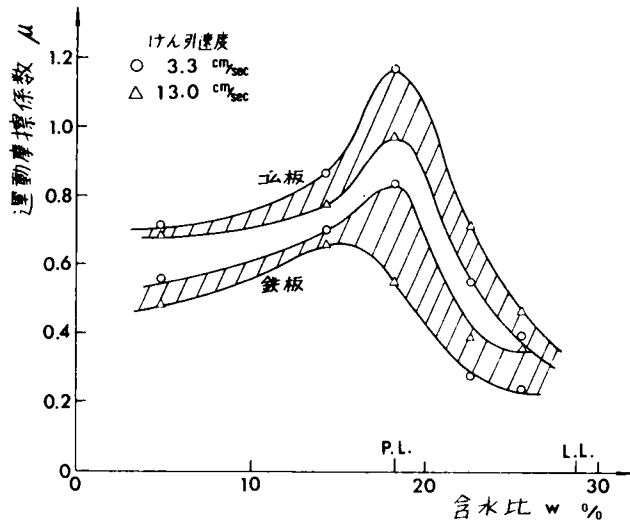


図-3.10 シルト質土の含水比と平板の運動摩擦係数との関係

値をとっている。

また、この運動摩擦係数は、いずれの場合にも液性限界に近づくにしたがって急激に減少している。けん引速度による影響は、塑性限界より乾燥側ではけん引速度が大なるほど運動摩擦係数は小さくなり、反対に湿潤側ではけん引速度が大なるほど運動摩擦係数は大きくなっている。これは含水比が液性限界に近づくにつれて、けん引速度の増大による粘性抵抗がかなり大きくなるためであろうと考えられる。

図-3.1.1は、シルト質土の含水比が塑性限界より4~5パーセント湿潤側において、平板に作用するけん引力とその移動量の関係を示したものである。とくに、接触圧力が小さい場合には、かなり変位した後でないで定常状態に達せず、同じ接触圧力に対してもゴム板の方が鉄板に比べてより少ない変位量に対して定常状態に達している。これは、平板のけん引による沈下にもなって圧縮が進行するとともに、試料土と平板の材質との間の接触状態が変化するためである。図-3.1.2は、前図-3.1.0と対応して、鉄板およびゴム板の見かけの付着力と含水比との関係を、けん引後初期の水平変位量5cmおよび定常状態にある水平変位量25cmの場合について整理し図示したものである。これより鉄板に対しては、初期の変位に対して付着力は小さく、変位が進むにつれて付着力は増大している。これは鉄板とシルト質土の間にはさまれた吸着水の鉄に対する接触角が小さいために大きな表面張力が作用し、接触面積が増大するにつれて付着力が大きくなると考えられる。また、ゴム板に対しては、

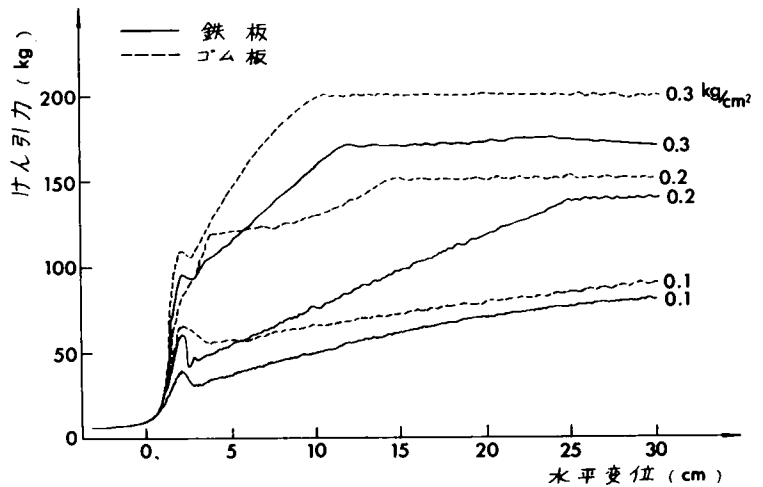


図-3.1.1 湿潤シルト質土(含水比22.5%)に対する平板のけん引力と水平変位(移動量)との関係

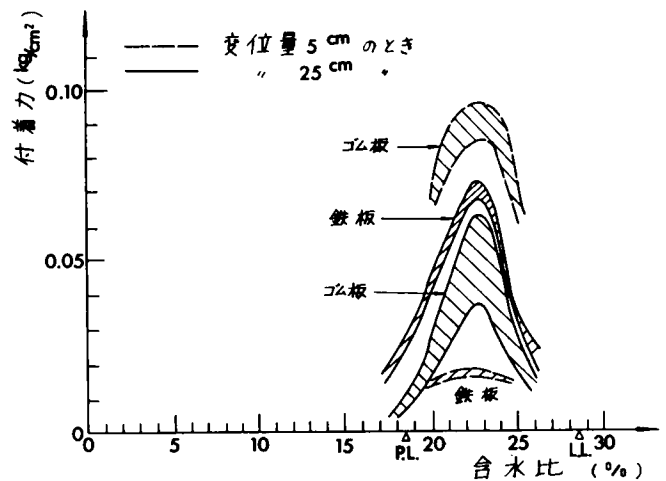


図-3.1.2 種々の含水比に対するシルト質土と鉄板およびゴム板との間に作用する付着力の変化

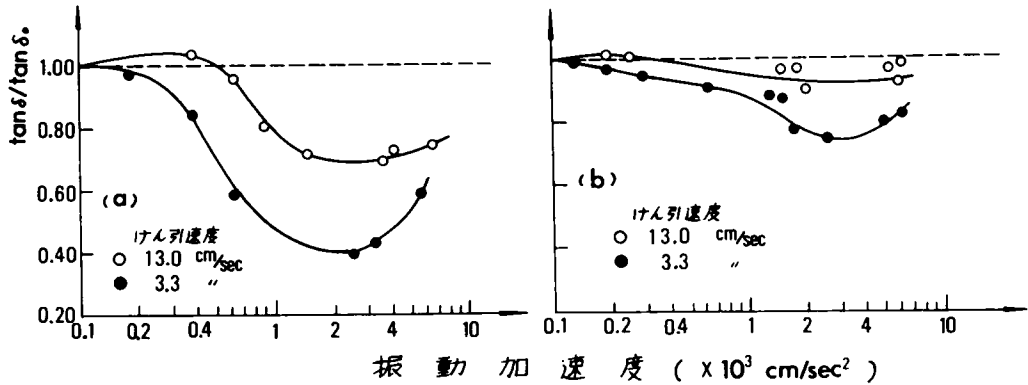
これとは反対に初期の変位に対する付着力はかなり大きく、変位が進むとともに次第に減少している。これはゴム材と吸着水の間の接触角が大きいため潤滑の作用をしたと考えられる。このように、初期付着力の差異は物性的なものであり、平板の移動とともに付着力が変動するのは、平板の材質の疎水性、親水性によるものであり、上述した平板に作用するけん引力と移動量の関係を定性的に説明することができる。

3.3.3 振動を与えた場合の平板と締固めた試料土との運動摩擦特性

木製土槽内において、円筒ローラによる転圧回数を6回として締固めた乾燥礫交り砂および乾燥シルト質土について、平板上に起振機を載せ、そのけん引方向の振動を与えて土槽上で平板をけん引した場合の運動摩擦係数が、土砂に与えられる振動加速度に対して、どの程度低下するかについて実験を行なった。

(a) 鉄板と礫交り砂質土

(b) ゴム板と礫交り砂質土



(c) 鉄板とシルト質土

(d) ゴム板とシルト質土

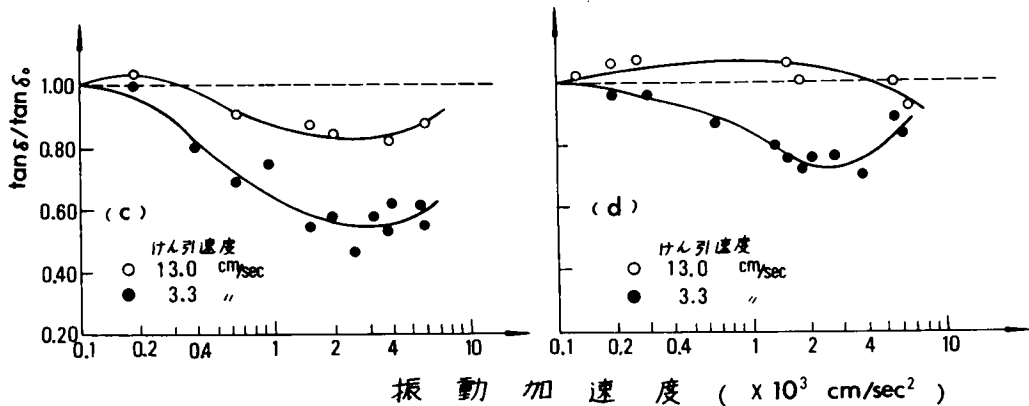
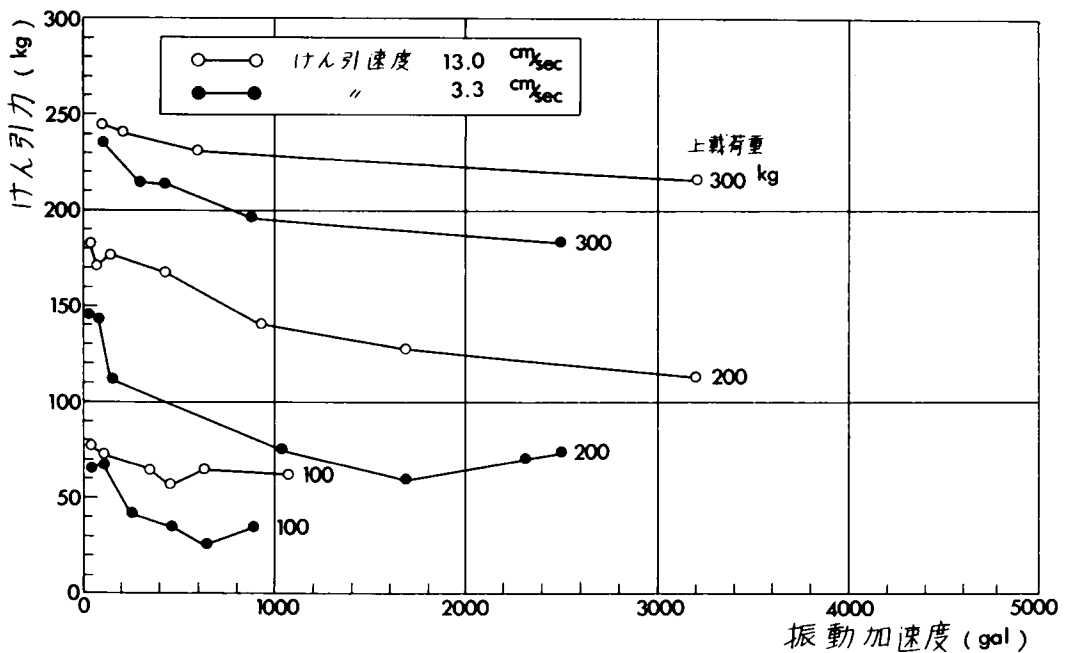


図-3.13 振動時の摩擦係数 $\tan \delta_0$ と無振動時の摩擦係数 $\tan \delta_0$ との比に対する振動加速度の関係(乾燥状態)

図- 3.1 3 に示すように、横軸に振動加速度、縦軸に無振動時の摩擦係数 $\tan \delta$ に対する振動時の摩擦係数 $\tan \delta$ の比をとると、振動による土の流動化現象のために平板のけん引抵抗力は減少し、振動加速度が $3,000 \text{ gal}$ (振動数は約 30 ヘルツ) になると著しく低下してくる。この場合、振動加速度は平板に与えた振動数と平板と土砂との接する部分の振動振幅から計算した。この振動振幅については、平板に与える水平起振力が同じであっても板の材質および土砂の性質により試料土に及ぼす起振力の影響圏が異なり、また同じ条件に対しても平板に与える垂直荷重の大きさによって異なるので、直接これをひずみ計によって測定した。また、運動摩擦係数の計算には、各垂直荷重に対する振動加速度が異なるため、それぞれの垂直荷重に対して与えられたけん引力をその垂直荷重で除したものをを用いた。上図に示したように、とくにけん引速度が小さいほど減摩効果は著しいことがわかる。これは振動の土に与える影響圏が速度が大きくなると発達しにくいと考えられる。また、鉄板とゴム板を比較した場合に、鉄板の方が振動エネルギーをより効果的に土砂に伝達するために、摩擦抵抗に著しい低下がみられる。それに対して、ゴム板の方では、同じ振動加速度を与えた場合にもかなりの振動エネルギーをゴム材が吸収するために、振動による減摩効果はそれほど顕著にはみられなかった。

つぎに、上述した乾燥土砂に対する振動による運動摩擦係数の低下現象が、含水比 13.6% の湿潤シルト質土についてもみられるかどうかについて実験を行なった。

(a) 鉄板をけん引した場合



(b) ゴム板をけん引した場合

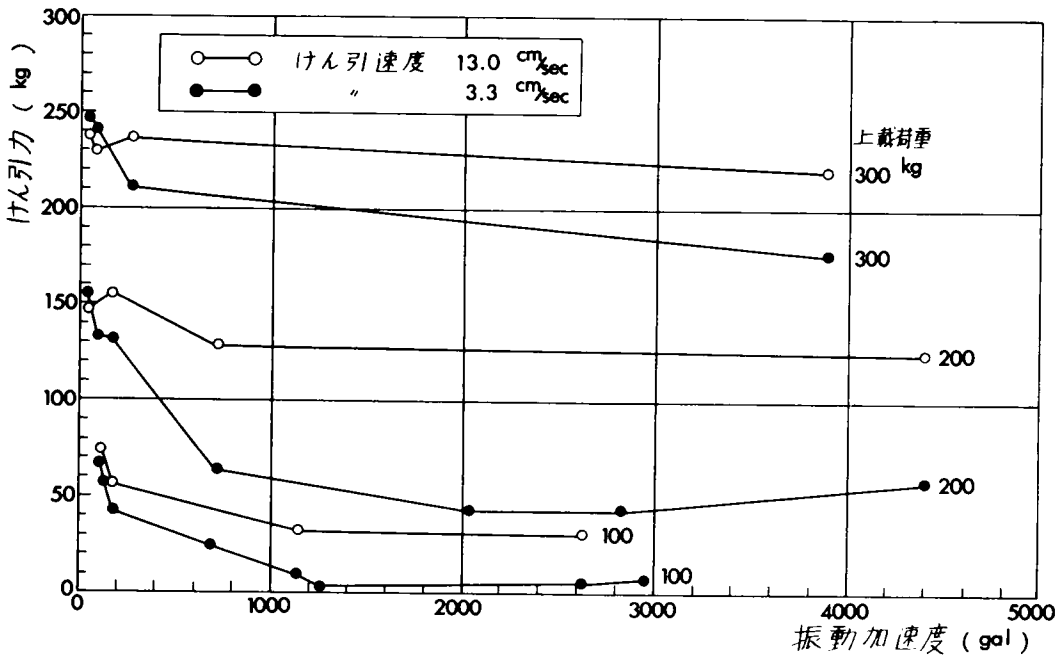


図- 3.14 湿潤シルト質土(含水比13.6%)に対する平板のけん引力と振動加速度との関係

図- 3.14 に示したのは、鉄板およびゴム板をけん引した場合について、それぞれ横軸に振動加速度、縦軸に各垂直荷重に対するけん引力をプロットしたものである。いずれの場合にも振動加速度が増大するにつれて、けん引力は低下するが、けん引速度が小さい程その影響は大きい。これは、振動による土の影響圏がけん引速度が大きくなると発達しにくいと考えられる。このように、振動エネルギーの土砂に及ぼす影響圏の大きさは、けん引速度、垂直荷重および振動加速度の大きさなどによってそれぞれ異なり、また個々の土粒子の拘束性も変化するために、連続固体に対する摩擦機構をそのまま延長して説明することはできない。とくに、この湿潤シルト質土の場合、測定されたけん引力には平板の材料と土砂との間の付着力の影響、材料の物性および接触面積による影響など種々の要因を含み、標準とすべき運動摩擦係数を取りだすのは困難である。また、垂直荷重とけん引力の関係は、このような低圧力の下では直線とならずしかも原点を通らないので、従来のクーロンの摩擦法測をそのまま適用することができないことが判明した。

3.4 考 察

3.4.1 土の拘束度と運動摩擦係数との関係

乾燥土に対する平板の運動摩擦係数は、平板の材料によって当然異なるが、同じ材料に対しても土に与える拘束条件によってかなり変動することは、前表- 3.3より明らかである。これは、一般に個々の土粒子が外力を受けて移動する場合に、粒子の大きさ・形状による他の土粒子相互間のかみ合わせの程度によって、土粒子の回転または並進移動に対する抵抗力が変化するためである。また、平板と土粒子間の摩擦抵抗は、主として土粒子の棱角部に

よるひっかき作用によるものであり、間げき比が増大して粒子がころがる場合には、著しく摩擦抵抗は減少する。たとえば、鉄板の表面あらかさがなめらかであるより、粗な場合の方が粒子のころがり現象をひき起こさせるために、また摩擦速度が増大する場合および平板を振動させるとき、ころがり現象が多く発生するために運動摩擦抵抗は減少したと考えられる。

一般に、土粒子相互のかみ合せ、すなわち土の拘束度は粒子の間げき比によって表現されると仮定すると、間げき比の減少とともに運動摩擦係数が増大することは、前述の実験例からも明らかである。いま、この関係を理論的に説明するために、最も簡単なモデルとして土粒子を球と仮定し、均一な粒径を有する球の集合体について、単一球体に作用する力の平衡式から間げき比の摩擦係数に及ぼす影響について解析する。

C. W. ThurstonとH. Deresiewicz⁵⁾は、面心立方体構造に配列した互いに隣接する球の集合体について、破壊面を仮想し、球が最も密に配列した六角形構造をもつ球体層が、隣接する球体層を乗り越えて変形するのに必要な力Dは、次式で算定できることを導いた。

$$\frac{D}{2R^2\sigma_0} = \frac{3+4\sqrt{6}f}{2(\sqrt{6}-f)\cos\beta - (\sqrt{3}+4\sqrt{2}f)\cos\gamma} \quad (3.2)$$

ここに、Dの作用方向は層の方向と β の角度をなし、層の法線方向と γ の角度をなしている。Rは球の半径、fは球体相互間の摩擦係数であり、 σ_0 は初期の等方圧力である。この球体層に作用する垂直力とせん断力の比をとり、これを $\tan\phi$ とおくと次式が導かれる。

$$\tan\phi = \frac{D\cos\beta}{2\sqrt{3}R^2\sigma_0 + D\cos\gamma} = \frac{\sqrt{3}+4\sqrt{2}f}{2(\sqrt{6}-f)} \quad (3.3)$$

上式において、1個の土粒子が隣接する他の2個の土粒子の谷線に沿って移動するのに必要な合力の傾斜角は、摩擦係数fによって一義的に決定される。しかし、実際には、土粒子間の摩擦係数fは、土粒子の材質のみならず土粒子の形状および角張りなどによっても異なる。ここでは、これらの諸条件は一定であるとして土粒子が外力を受けて移動する場合に、土粒子が最も密な状態にあるときには粒子の回転は許されないが、間げき比の増加とともに粒子は回転しやすくなる。この粒子の回転によって粒子間の摩擦の一部分は、ころがり摩擦に転換するが、間げき比の増減に伴ってどの程度摩擦係数が低下するかについて、次の仮説をたてると都合がよい。

「1個の土粒子が隣接する他の土粒子1個から外力を受けた場合、その外力にどの程度抵抗するか、すなわち2個の土粒子間のかみ合せ程度は、その粒子に接点を有する隣接粒子の数に比例する。」

すなわち、この場合2個の土粒子間に作用する粒子間力に対して、土粒子が移動するときの摩擦力を算定するための摩擦係数を、1個の土粒子に隣接する平均接点数を計算することにより、間げき比の関数として表わすことができる。

いま、均一な粒径を有する球が最も密に配列された六角形構造を単位とする球体層について考える。

粒子の全個数を N ，球体層に平行な平面に投影した粒子 1 個の投影面積を 1 とし，粒子の配列された間げきを含む全投影面積を A とすると粒子 1 個あたりの接点の致 f_0 は 6 であり，この場合の間げき比 e_0 は， $(A - N) / N$ で与えられる。さて，この中から n 個の粒子を取り去った後の粒子 1 個あたりの平均接点数を f_n とし，間げき比を e_n とすると次式が成立する。

$$f_n = \frac{6N - 12n}{N - n} = 6 - \frac{6n}{N - n} \quad (3.4)$$

$$e_n = \frac{A - (N - n)}{N - n} \quad (3.5)$$

(3.4) および (3.5) 式から， n を消去すると

$$f_n = 6 \left(2 - \frac{N}{A} \right) - \frac{6N}{A} e_n \quad (3.6)$$

となり，一般に，粒子の接点数は間げき比の増加に対して直線的に減少することがわかる。

したがって，間げき比 e_n に対する粒子間の摩擦係数 f は，(3.6) 式で与えられる接点数に比例するとして，次式で表わすことができる。

$$\begin{aligned} f &= k_0 f_n \\ &= 6k_0 \left(2 - \frac{N}{A} \right) - \frac{6k_0 N}{A} e_n \\ &= a - b e_n \end{aligned} \quad (3.7)$$

ここに， k_0 は定数， a および b は正の定数である。
これを (3.3) 式に代入して，

$$\begin{aligned} \tan \phi &= \frac{\sqrt{3} + 4\sqrt{2} (a - b e_n)}{2 \{ \sqrt{6} - (a - b e_n) \}} \\ &= \frac{k_1 - k_2 e_n}{k_3 + k_4 e_n} \end{aligned} \quad (3.8)$$

ここに、 k_1, k_2, k_3 および k_4 は、いずれも正の定数であるから (3.8) 式を e_n に関して微分すると、

$$\frac{d \tan \phi}{d e_n} = - \frac{k_2 k_3 + k_1 k_4}{(k_3 + k_4 e_n)^2} < 0 \quad (3.9)$$

となり、 $\tan \phi$ は e_n の増加とともに減少する関数であることが証明された。

図-3.15 に示したように、 $\tan \phi$ は最も密な状態 $e = e_0$ から e の増加とともに減少し、土槽上で平板をけん引していく場合に充分変位した後においては、限界間げき比 $e = e_c$ にまで低下するのである。一方、摩擦箱の中に土粒子を拘束した場合には、これらの中間の値をとると考えられる。

以上は、鉄板またはゴム板とその直下の土粒子が完全に密着していると仮定して解いたものであるが、実際には、平板の材質によって土粒子との間に滑動を生じ、そのために土粒子相互のせん断抵抗力が充分に発揮されず

(3.8) 式で与えられる $\tan \phi$ に比べて実際の運動摩擦係数は小さくなる。

3.4.2 含水比の運動摩擦係数に及ぼす影響

碟交り砂については、前表-3.3 および 3.4 に示すように、含水比が変化しても平板に対する運動摩擦係数は殆んど変化しない。これは、粒径の比較的大きな碟交り砂のせん断強度が含水比に余り左右されないことと関連して明白なことである。

しかし、シルト質土については、前図-3.10 および 図-3.12 に示すように、運動摩擦抵抗は含水比に大きく左右されている。一般に、土粒子が微小化するにつれて、粒子と粒子、または粒子と固体間に付着する現象が発生し、工学的に重要な問題を提起している。この付着力は分子間力、凝縮水膜による力、静電気力および結合媒体による力などにより発生するが、細粒土の付着力としてはこれらの諸因子の中のいくつかがからみ合って、総合された値として現われてくるものと考えられる。浅川・神保⁶⁾ は、遠心法によって粒子と平面間の付着力を測定し、 $10 \sim 30 \mu$ の粒径範囲では、付着力に及ぼす粒径の影響はまったくないか、あってもごくわずかであること、粒子形状は付着力に大きい影響を及ぼし、表面のなめらかな球状粒子ほどきわめて大きい付着力を示すことおよびふん囲気の湿度の影響は物質によってかなり異なるが、一般に湿度 60~70 パーセント付近より急激に付着力が増大し、その増加の傾向は放置時間によって著しく影響されることなどについて明らかにしている。また、井伊谷・村元⁷⁾ は、水膜による粒子付着力について近以計算を行ない、球形粒子と相手面が球形、平面および円錐先端とが付着する場合について水膜の輪廓が円弧であるとして表面張力より算定

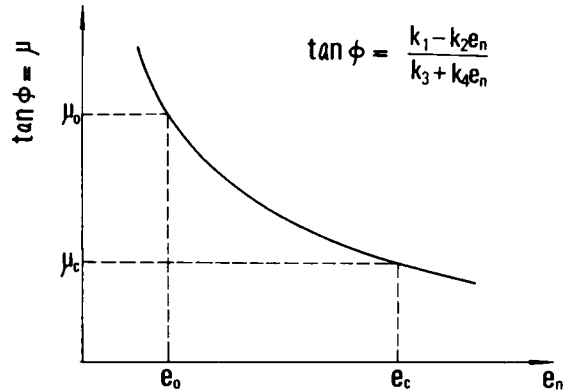


図-3.15 $\tan \phi$ と間げき比 e_n の関係

し、これから面形状や水膜量の付着力に及ぼす影響について明らかにし、種々の工学的現象を解明する指針を与えている。また、最上・水野⁸⁾は、土と金属板の粘着性について、まず含水量と粘着力との関係を明らかにし、さらに金属板の種類による粘着力の差異について二、三の実験を行なっている。しかし、土の変形特性から摩擦および付着の問題を取扱った例は少ない。

ここでは、試料土と平板との間の運動摩擦抵抗と土のせん断変形との関係を明らかにするために、含水比22.5パーセントで締固めたシルト質土に平板のけん引方向と直角に5cm間隔で表面から20cmの深さまで染料を埋め込み、その上で平板を走行させた後、もとの位置からの変形量を観察した。図-3.16に示したのは、平板のけん引抵抗と変位量との関係を土のせん断変形領域特性と対比させたものである。同図(a)は、接地圧を 0.1 kg/cm^2 として鉄板をけん引した場合である。これは、けん引抵抗が移動量とともに増加していく場合であり、平板の進行方向に試料土を切断したとき現出する染料の変形量を観察すると、試料土のすべり面も平板の移動方向にその変位量に比例して、徐々に深く進行していく様子を示している。

また、同図(b)は、同じ鉄板に対して接地圧を 0.3 kg/cm^2 とした場合のものであり、すべり面の形は(a)とよく似ているが、その変形領域は大きく底面にまで達している。また、同図(c)は、ゴム板について接地圧を 0.1 kg/cm^2 とした場合であり、すべり面の形は平板との付着力の増大のために、わずかな変位量に対して底面に達し、一定値となっている。なお、写真-3.1は上述の実験結果の一例である。このように、平板のけん引抵抗が平板直下の土自身のせん断抵抗力より増大するのは、図-3.17の三軸圧縮試験の結果から明らかなように、この含水比においては、シルト質土の粘着力が著しく大きくなるので土表面を平板が容易に滑動せず、そのために試料土全体がせん断変形を起こし、土の進行性破壊にともなうすべり面の発達領域が著しく増大するためである。

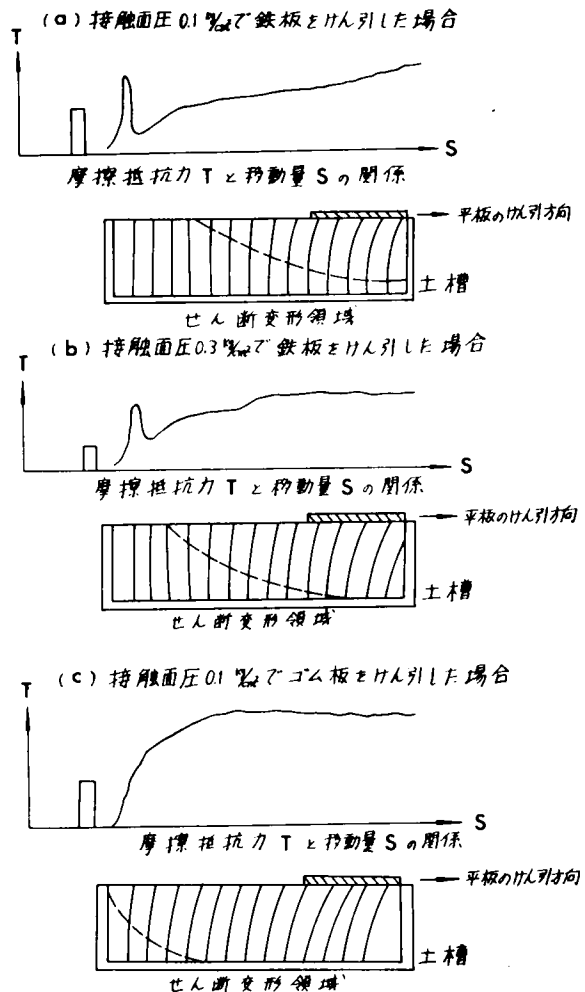


図-3.16 平板の移動にともなう含水比22.5%の湿潤シルト質土の変形状態(縦断図)

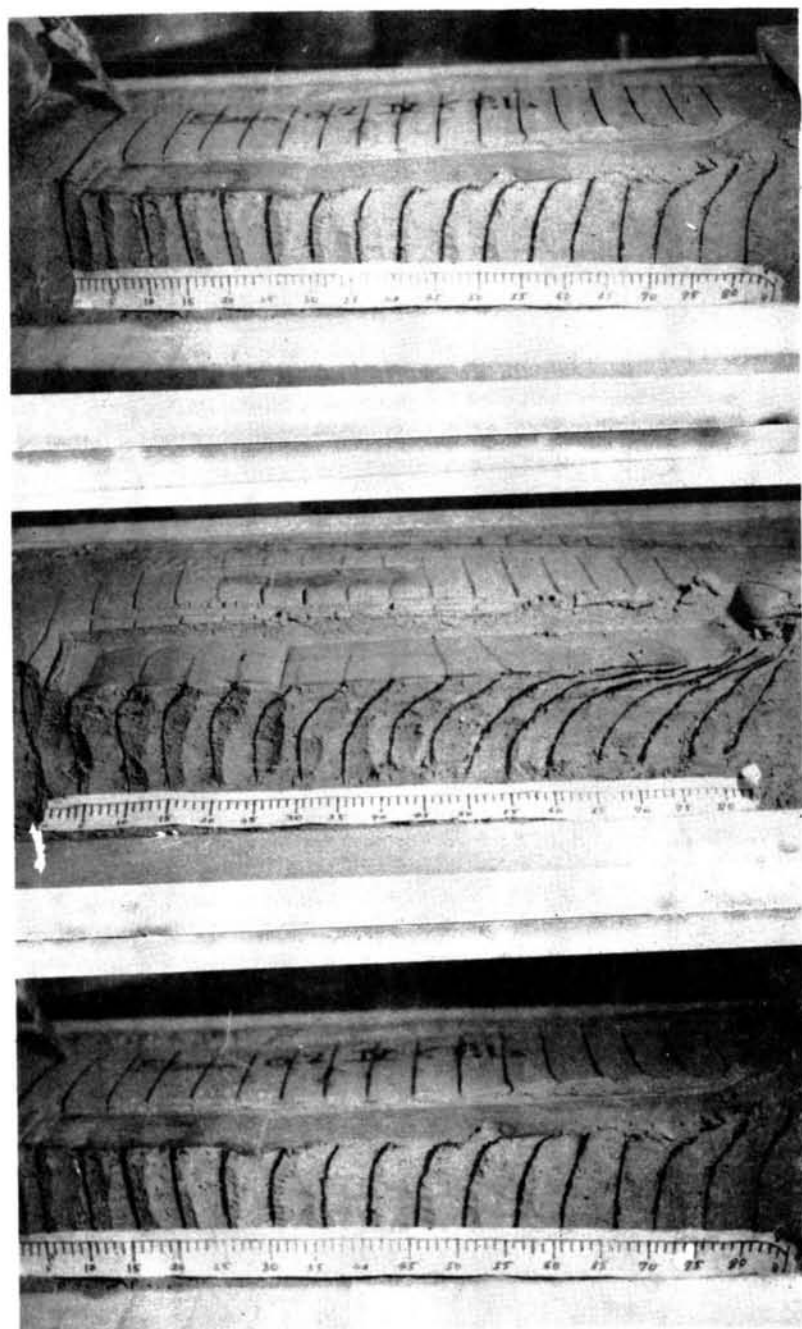


写真- 3.1 平板のけん引にともなう土の変形特性の一例

つぎに、平板のけん引速度の運動摩擦抵抗に及ぼす影響について考察する。含水比が、P.L.以下である場合には、前図-3.10からも明らかなように、運動摩擦抵抗は速度の増加にともなって減少する。これは、けん引速度が大きくなれば平板と土との接触面積が減少し、付着力による影響が低下するためである。

また、含水比がP.L.以上である場合には、速度の増大とともに増加する粘性抵抗が発生する。そのために、運動摩擦抵抗は速度の増加にともなってわずかに増加するのである。一般にこの関係を式で表現すると次式がえられる。

$$T = P_n \cdot \tan \delta_0 + aA + \left(\eta \frac{dx}{dt} \right) A \quad (3.10)$$

ここに、 T : けん引力 dx/dt : けん引速度
 P_n : 垂直荷重 δ_0 : 土と平板との摩擦係数
 A : 接地面積 a : 付着係数
 η : 粘性係数

A は、 P_n の関数であり、上式はいずれの項も P_n に関係する項と関係しない項を含んでいる。上式を整理すれば、前式(3.1)に示したように、 P_n に関与する運動摩擦抵抗と、 P_n に関与しない見かけの付着力に分けることができる。

3.4.3 振動による減摩効果について

平板に振動を与えてけん引する場合、振動体と振動圏内にある土塊との固有振動数は、図-3.18(a)、(b)に示すように、平板の材質にかかわらず板の振幅が最高値を示す30ヘルツの近傍に存在する。したがって、運動摩擦係数は、この固有振動数において振動体と土とが最も強く共振し、土粒子間の摩擦抵抗力の減少によってかなり大きな流動化現象を呈するために、最も低下する。

また、振動加速度についても同様に、運動摩擦抵抗は、前図-3.13に示したように、最初わずかに増加するものもあるがしだいに減少し、2,000 ~ 3,000 galで最低値を示す。

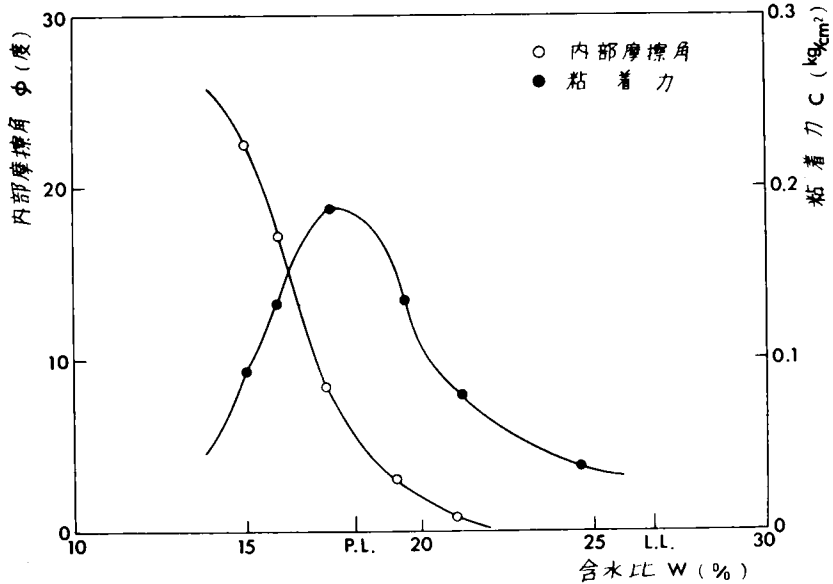


図-3.17 種々の含水比を有するシルト質土に対する三軸圧縮試験の結果

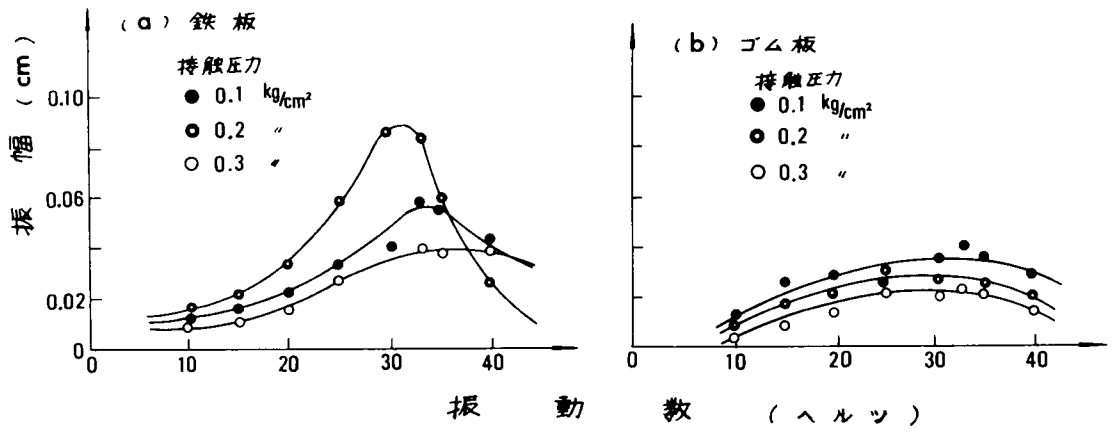


図-3.18 振幅と振動数の関係(乾燥礫交り砂質土)

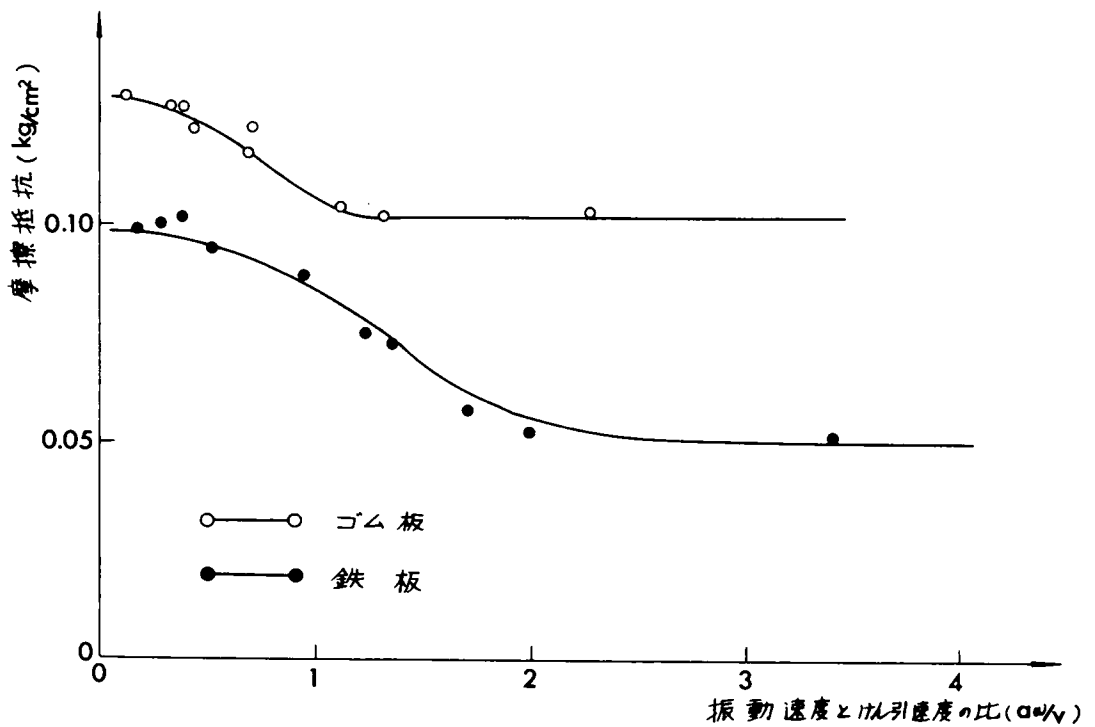


図-3.19 振動速度とけん引速度の比に対する摩擦抵抗の関係
(乾燥礫交り砂質土, 接触圧力 0.2 kg/cm^2)

それ以上の振動加速度に対して逆に増加していく傾向は、前述の固有振動数による現象と同じである。

したがって、振動数または振動加速度が小さい場合には、土粒子の骨格構造が破壊され、振動を与えない場合に比べて間げき比は減少する。そのために、運動摩擦係数は無振動時におけるよりもわずかに増加するのである。しかし、振動数が増加するとともに振動加速度も増大し、個々の土粒子に非常に大きな運動エネルギーを与えるために土粒子相互のころがり摩擦係数 f が著しく減少する。前式 (3.7)、(3.8) において、実際上間げき比が無振動時と変わらないとしても、ころがり摩擦係数 f が減少するために、式 (3.7) で示した e は増加する。とくに、固有振動において e は最も増加するので式 (3.8) で与えられる $\tan \phi$ は最小値をとると考えられる。

つぎに、振幅と角速度の積で表わされる平板の振動速度とけん引速度について、これらの両者の比とけん引抵抗力との関係をプロットすると、図-3.19 のようになる。その結果、摩擦抵抗は鉄板については $a\omega/v \doteq 2.0$ で、またゴム板については $a\omega/v \doteq 1.0$ に至るまで徐々に減少した後一定値となる傾向がある。このように、振動速度 $a\omega$ が平板のけん引速度 v よりもある程度以上になれば減摩効果を最も発揮することができるのである。

3.5 結 論

土槽上で平板をけん引する場合には、平板の材質によって平板と土粒子との間の滑動による影響は異なるが、土粒子の間げき比は当初の締固め度に関係なく限界間げき比に近づくために、拘束度は最も低下するので、いずれの場合にも運動摩擦係数は最小となる。しかし、摩擦箱の中に土粒子を拘束しとくに試料土の層厚を薄くしていくほど、土粒子はころがりごとくなくなり、土粒子が最も密に拘束された場合には、粒子の回転は許されないので平板との間の運動摩擦抵抗は最大となる。摩擦速度の増加によって、また、鉄板の表面あらさが粗になるほど、摩擦係数がわずかに減少するという事実も土粒子間のころがり摩擦によって説明される。

つぎに、平板にけん引方向の振動を与えた場合、運動摩擦係数は振動数 30 ヘルツ、振動加速度 2,000 ~ 3,000 gal で著しく低下し、この共振点をすぎるとふたたび増加する傾向がみられた。また、けん引速度は小さいほど減摩効果を高めることができる。これらの現象は、土粒子に与えられる運動エネルギーによって、土粒子間のころがり摩擦がどの程度減少するかによって説明することができる。ゴム板と鉄板とを比較した場合、与えられる振動エネルギーが同じであっても、ゴム板は、振動エネルギーをかなり吸収するために、土塊に与える振動エネルギーは小さい。そのために、振動時の運動摩擦抵抗は鉄板に比べてあまり減少しない。

理論的にこれらの現象を説明するために、土粒子の拘束度を間げき比によって表現し、土粒子相互のころがり摩擦係数が隣接土粒子の接点数に比例し、また振動時の運動エネルギーによって変化すると仮定すると、運動摩擦係数は間げき比の関数として表現でき、一般に間げき比の増加および振動エネルギーが増大するとともに単調に減少するという事実を説明することができた。

また、平板と土砂との間の運動摩擦抵抗については、とくに、湿潤状態にある細粒土砂と平板の材料との間の付着性が非常に大きな影響を及ぼし、運動摩擦係数だけでなくこの見かけの付着力が重要な摩擦抵抗として作用するのである。一般に、摩擦抵抗は土の締固め度にはあまり影響されないが、

とくにシルト質土の場合，含水比が塑性限界の近傍において著しく増大する。なお，この場合の見かけの付着力は，液性限界より4～5パーセント乾燥側の含水比において著しく増加することが3軸試験の結果より判明した。また，一般に平板のけん引速度が増加すれば運動摩擦抵抗は低下するが，塑性限界以上の含水比をもつシルト質土については粘性抵抗の増加にともない逆に運動摩擦抵抗は増大する傾向にあった。

参 考 文 献

- 1) 梶昭治郎・室達朗：材料，17-174（昭43.3）239。
- 2) 梶昭治郎・室達朗：昭和40年度土木学会関西支部年次学術講演概要（昭40.11）129。
- 3) 梶昭治郎・室達朗：第15期材料学会総会学術講演会前刷（昭41.5）163。
- 4) 梶昭治郎・室達朗：第21回土木学会年次学術講演概要，第Ⅲ部（昭41.5）105-1。
- 5) Thurston, C. W. and H. Deresiewicz: J. App. Mech. 26, Trans. ASME 81 (1959) 251.
- 6) 浅川貞雄・神保元二：材料，16-164（昭42.5）358。
- 7) 井伊谷鋼一・村元博司：材料，16-164（昭42.5）352。
- 8) 最上武雄・水野博史：東京大学理工学研究所報告，3-11，12（1949）27。

第4章 固結土粒子に対する金属板の摩擦および 摩耗機構に関する理論的解析^{1)~5)}

4.1 概 説

土作業中、最も摩耗のはげしい岩または硬土盤を掘削する場合を対象として、固結土粒子による金属面のひっかき現象についてその摩擦および摩耗機構の解明を行ない、金属の摩耗量を支配する法則性について究明を行なった。固結土粒子による金属面の摩耗は主として土粒子によるひっかき摩耗であり、その他土粒子が非常に硬く、形状がかなり大きな曲率半径を有するなめらかな球形をなしている場合には、凝着摩耗を引き起こすこともあるが、こゝではこの問題には触れないことにする。従来、金属面のひっかき摩耗に対する機械的性質の影響については種々研究されており⁶⁾、とくにJ. Goddard⁷⁾は、金属の砥粒によるひっかき試験において、金属の摩耗量が接触面圧に比例するとともに、金属と砥粒間の摩擦係数と、金属と破砕金属間の摩擦係数との差に比例することを実証している。固結土粒子の場合、その現象はある程度砥粒における現象と類似しているが、高面圧における土粒子自身の破壊、土粒子の粒度分布による差異、土粒子相互の結合力の消滅および破砕粒子による目づまりなどの現象において異なっていると考えられる。こゝでは、まず単一土粒子による金属面のひっかき試験を行ない、摩擦係数の大きさおよび摩耗痕の形状について実測を行なった。つぎに、土粒子の金属面への貫入量と金属の硬さおよび貫入力との関係を明らかにし、接触面圧と摩耗量の関係を個々の土粒子に作用する貫入力を算定することによって、土粒子の金属面への貫入量をパラメータとして理論的に求める方法を確立した。なお、金属の硬さ、土粒子の破砕性や粒度分布に対する摩耗の法則性についても解析した。

4.2 摩擦および摩耗機構の解析

4.2.1 摩擦の機構

(1) 土粒子と金属面との間の摩擦係数

金属面と砂質土との間のすべり摩擦は、主として土粒子によるひっかき作用に帰因するものであり、局部的に観察すれば、土粒子の鋭いエッジによって金属面を研削する現象であると考えられる。金属板の表面あらさは接触面圧のために土粒子が貫入する程度によって左右されるが、十分に金属の摩耗が進行した後は、その表面の条痕はすべて土粒子の進行方向に平行したものとなり、その後接触する土粒子はこの条痕を横切ることはないとする。したがって、こゝでは金属の表面を、そのあらさを無視した平面と仮定し、そこへ土粒子が切込んでいくと仮定して解析を行なうこととする。

土粒子の先端の形状は種々の形が考えられるが、こゝでは図-4.1に示すように正四角錐であるとし、その対面角を θ とする。いま、 N なる力を受けた土粒子が、移動中金属板中に a だけ貫入している場合を考える。図のように、土粒子の一つの水平稜とその進行方向とのなす角を ϕ ($-45^\circ < \phi < 45^\circ$)とすると、金属面の切削される断面積(切削疵の進行方向に対する直角な面への投影

面積) a_v は,

$$a_v = \sqrt{2} \alpha^2 \tan(\theta/2) \cos(45^\circ - \phi) \quad (4.1)$$

となる。土粒子が金属面上を移動するときの土粒子と金属との間の摩擦係数 μ は、土粒子によるひっかけ作用に関する項 μ_p および土粒子と金属との接触部分における付着作用に関する項 μ_a とに分けて考えられる。

土粒子に作用する垂直応力を p_m 、土粒子が金属面に切込んで移動する場合の金属の流動抵抗を p'_m 、金属と土粒子との接触面に作用する切線方向の付着抵抗を s とすると、

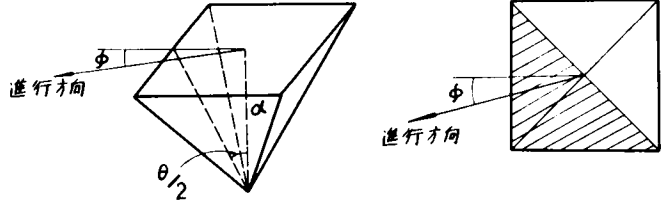


図 4.1 正四角錐粒子の移動

$$\begin{aligned} \mu_p &= p'_m a_v / N \\ &= (p'_m / p_m) \frac{\sqrt{2}}{2} \cot(\theta/2) \cos(45^\circ - \phi) \end{aligned} \quad (4.2)$$

$-45^\circ < \phi < 45^\circ$ において、その平均値をとると、

$$\bar{\mu}_p = (p'_m / p_m) \frac{2}{\pi} \cot(\theta/2) \quad (4.3)$$

同様にして、

$$\mu_a = \frac{\sqrt{2}}{2} \frac{s}{p_m} \operatorname{cosec}(\theta/2) \cos(45^\circ - \phi) \quad (4.4)$$

$$\bar{\mu}_a = \frac{2}{\pi} \frac{s}{p_m} \operatorname{cosec}(\theta/2) \quad (4.5)$$

となる。

したがって、金属と固結土粒子との間の摩擦係数 μ_p および μ_a は、土粒子の先端の対面角 θ の大きさに左右され、土粒子の先端がとがってくるほど摩擦係数は増大することを意味する。また、後述する単粒子によるひっかけ試験からも明らかなように、式(4.2)において土粒子の進行方向となす角 ϕ が 45° のとき(切削断面積は最大)よりも 0° のとき(切削断面積は最小)の方が摩擦係数は増大する。すなわち、土粒子が金属面を研削する場合、土粒子と金属との接触面の傾斜角の相違などによって、流動抵抗 p'_m はかなり変動すると考えられるから、それぞれの場合に対して実測された p'_m について摩擦係数を算出せねばならない。

(2) 単粒子によるひっかけ試験

上述のように、土粒子の先端の形状を正四角錐と仮定したが、破碎されない単一土粒子を代表

するものとしてダイヤモンド圧子を用いて金属板に対するひっかき試験を行なった。

使用した四角錐ダイヤモンド圧子の対面角は 100° および 136° の2種類で、それぞれ硬さの異なる鋼板上でひっかき試験を行ない直接摩擦係数 $\mu (= \mu_p + \mu_a)$ を実測した。図-4.2および図-4.3は、それぞれ

圧子の対面角 136° および 100° について、鋼板上でダイヤモンド圧子を、その正四角錐底面の辺の方向および対角線の方向にけん引した場合の、ひっかき抵抗と垂直力との関係を示したものである。いずれもひっかき抵抗は垂直力の増加と

ともに直線的に増加しているから、両者の比を一定の係数 μ' で表わすことができる。一般に、この係数 μ' は金属のビッカース硬さの増加とともにわずかに減少するが、この傾向はダイヤモンド圧子の対面角が小さくなるほど著しい。これらの諸関係については、表4.1にまとめて示してある。

つぎに、このダイヤモンド圧子の通過した痕跡を顕微鏡で調べた結果、ひっかき溝の両側へ金属が流動して盛り上がる部分が多く、実際に金属がはく離して摩擦し去るのはごくわずかなものであることが観察された。図-4.4および写真-4.1は、土粒子による金属の研削状況を示したものである。また、図-4.5は、この場合の金属の盛り上がり量を実測した結果であり、この盛り上がり高さがひっかき溝の深さの約8割に

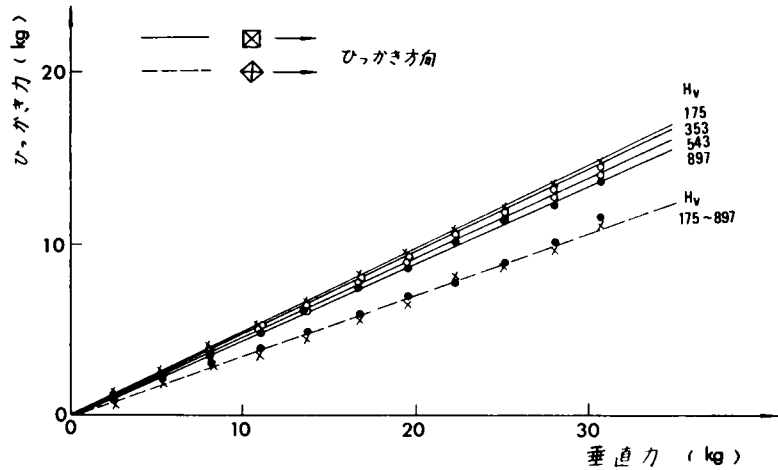


図-4.2 ダイヤモンド圧子($\theta = 136^\circ$)によるひっかき試験

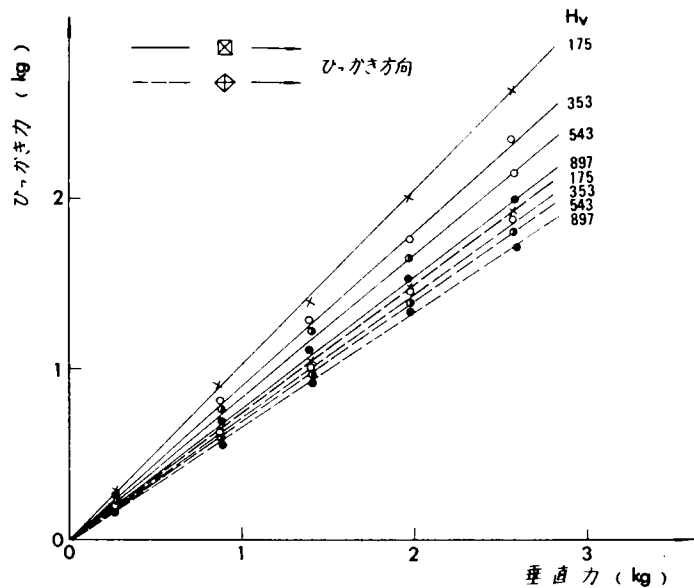


図-4.3 ダイヤモンド圧子($\theta = 100^\circ$)によるひっかき試験

の金属の盛り上がり量を実測した結果であり、この盛り上がり高さがひっかき溝の深さの約8割に

表 4.1 ダイヤモンド圧子によるひっかき試験で求めた係数 μ' 値

対 面 角		136°		100°	
進 行 方 向		☒ →	⊕ →	☒ →	⊕ →
μ' 値	H _v 175	0.49	0.35	1.05	0.75
	353	0.48	0.35	0.90	0.72
	543	0.47	0.35	0.84	0.70
	897	0.45	0.35	0.77	0.67

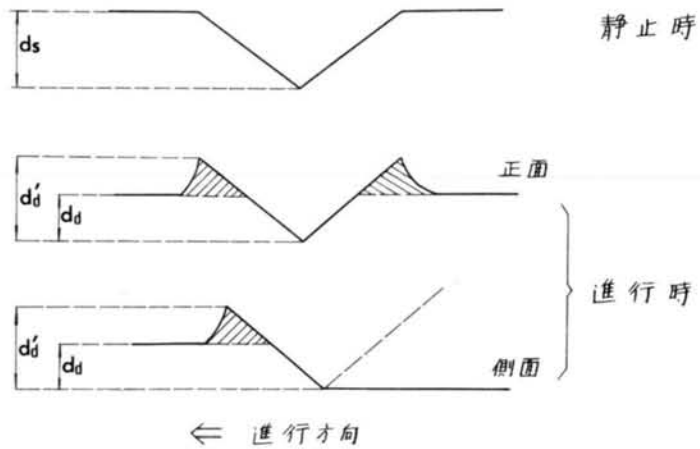


図-4.4 土粒子による金属の研削状況



写真 4.1 土粒子による金属面上のひっかき痕跡例

達していることが判明した。図-4.6はダイヤモンド圧子が鋼板に貫入する場合に、静止時における貫入量と移動時における貫入量との比を各垂直力に対してプロットしたものである。この結果、ダイヤモンド圧子を引張る方向、金属の硬さおよび垂直力に関係なく、移動時においては静止時の約6割しか貫入していないことが判明した。

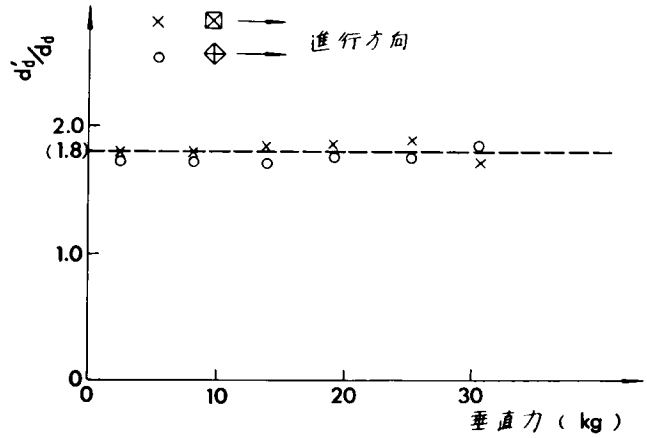


図-4.5 金属板上をダイヤモンド圧子が移動するときの垂直力と d_i/d_0 の関係

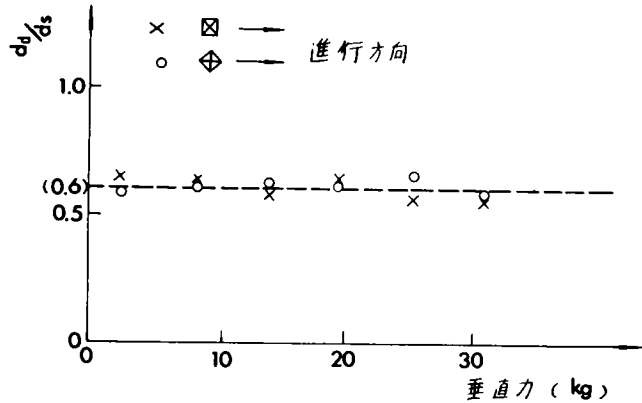


図-4.6 静止時および移動時における金属板への量入量の比と垂直力との関係

4.2.2 摩擦の機構

(1) 接触面圧と金属面への土粒子の貫入

金属板が固結砂質土に対してかなり高い接触面圧のもとで移動するとき、発生する土粒子による金属の摩擦の機構を、つぎに示すいくつかの基本的な仮定にもとづいて解析を行なう。

- (a) 土粒子の形状はすべて八面体であり、図-4.7 (a)に示すように、2つの全く等しい正四角錐からなっているとす。また、四角錐の底面である正方形の一辺の長さとしては、土粒子の粒径に等しく a_1, a_2, \dots, a_s とする。ここに、土粒子の粒径 a_i ($i = 1, 2, \dots, s$) は試料土の粒径加積曲線を重量で s 等分する部分の中心粒径として求める。また、この八面体粒子の対面角を θ とする。
- (b) 八面体粒子の重心およびその点を含む角錐の底面(粒径 a_i を一辺とする正方形)は、この場合合同図に示すようにすべて金属板に平行な一つの平面 PP の上にあるとする。

(c) 土粒子の移動方向に直角の面内に土粒子を投影すると、図-4.7(b)に示すように二等辺三角形を形成する。これらの三角形の頂角は土粒子による金属面上の切削痕の頂角に等しく、土粒子がどの方向をもつ確率も等しいとして、その平均頂角を θ' とする。(実際には θ' にあたるものを実測すれば、 $120^\circ \sim 140^\circ$ の間にある)8)

(d) 金属板が固結した土粒子の上を移動するとき、土粒子は破碎されず、目づまりをおこさない。
以上のように仮定すると、

金属板がある荷重を受けて固結土粒子に接触するのは、ま

ず粒径の最も大きな土粒子であり、接触荷重の増加とともにその土粒子は金属板中にめり込み、金属板はつぎの粒径の土粒子に接し、しだいに金属板と土粒子の接点数が増加する。ここで、 s 等分した各粒径について、同じ粒径をもつ粒子の個数をそれぞれ n_1, n_2, \dots, n_s とし、その粒径をもつ粒子1個に作用する外力を $N_1 \cdot N_2 \cdot \dots \cdot N_s$ 、その増加分を $dN_1, dN_2 \dots dN_s$ とする。

$a_1 > a_2 > \dots > a_s$ とし、 s 等分した土粒子の重量はそれぞれ等しいから、一般に次式が成立する。ただし、土粒子はすべて同じ密度をもっているとする。

$$a_i^3 n_i = a_j^3 n_j = \text{const.} \quad (4.6)$$

固結土粒子と金属板との面圧を p とすると、 p の増分 dp によって、

$$\begin{aligned} & n_1 dN_1 + n_2 dN_2 + \dots + n_s dN_s \\ &= (n_1 a_1^2 + n_2 a_2^2 + \dots + n_s a_s^2) (1 + e') dp \\ &= A_s (1 + e') dp \end{aligned} \quad (4.7)$$

となる。ここに

$$A_s = n_1 a_1^2 + n_2 a_2^2 + \dots + n_s a_s^2 \quad (4.8)$$

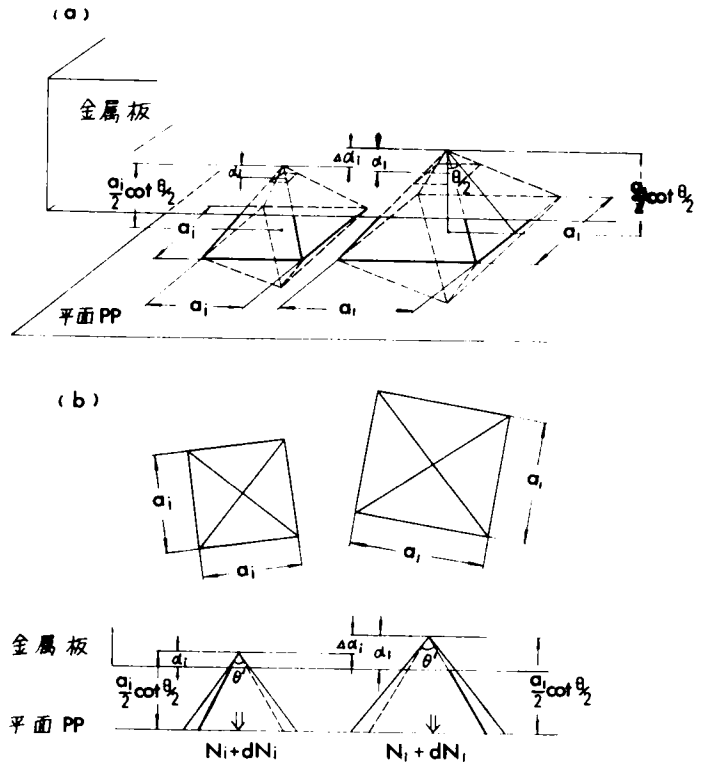


図-4.7 八面体粒子の金属板への貫入

また、 e' は四角錐を平面PPに投影した場合の投影部分の間げき比である。

式(4・6)、(4・8)から n_i を計算すると

$$n_i = A_s / a_i^3 \sum_{j=1}^s (1/a_j) \quad (4 \cdot 9)$$

$$i = 1, 2, \dots, s$$

である。

金属板に荷重が作用すると、まず粒径 a_1 の土粒子が金属板に貫入する。さらに荷重を増すと a_1 の貫入量が大となるが、金属板がつぎの大きさの粒径 a_2 の粒子に達するまでの接触面圧 p_1 に対しては

$$dN_1 > 0, dN_2 = dN_3 = \dots = dN_s = 0$$

であり、前式(4・7)から

$$n_1 dN_1 = A_s (1 + e') dp$$

したがって、

$$p_1 = n_1 N_1 / A_s (1 + e') \quad (4 \cdot 10)$$

となる。

いま、最大粒径 a_1 の土粒子が、ある荷重を受けて金属板上を移動するとき、金属板中にその土粒子が貫入する深さを α_1 とする。また、つぎの大きさの粒径 a_2 の土粒子が金属板中に貫入する深さを α_2 とし、順次、 $\alpha_3, \alpha_4, \dots, \alpha_s$ とする。金属の硬さおよび垂直荷重 N が一定であれば、静止時にも移動時にも土粒子と金属との真実接触面積 A は等しいと考えられる。したがって、前図-4.4に示すように、土粒子が移動するとき、金属と土粒子の接触面は移動前面にのみ限定され、また土粒子の前面に堆積する金属の切屑のために、土粒子の金属板への貫入量 α は静止時における貫入量 α_0 よりもかなり低下する。すなわち、

$$\alpha = k \alpha_0 \quad (0 < k < 1) \quad (4 \cdot 11)$$

とおくことができる。ここに、 k は実験によって実測するものとする。

つぎに、静止時における土粒子の金属板への圧入痕の対角線の長さを d_0 とすると、

$$d_0 = 2 \sqrt{2} \alpha_0 \tan(\theta/2)$$

となる。また、ビッカース硬さ H_V は

$$\begin{aligned} H_V &= N/A \\ &= (2N \sin(\theta/2)) / d_0^2 \end{aligned}$$

であるから、

$$\alpha_0^2 = \frac{N \sin(\theta/2)}{4H_v \tan^2(\theta/2)}$$

となる。

したがって、土粒子が金属板上を移動するときの金属板への土粒子貫入量 α は、次式で計算することができる。

$$\alpha = \left\{ \frac{k^2 N \sin(\theta/2)}{4 H_v \tan^2(\theta/2)} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4 \cdot 12)$$

固結砂質土と金属板との接触面圧 p_1 は、土粒子の貫入量 $\alpha_1 = (a_1 - a_2) / 2 \tan(\theta/2)$ に対して、上式によって N_1 を計算し、式(4・10)に代入することによって求めることができる。

つぎに、金属板が粒径 a_1 、 a_2 の粒子に同時に接し、つぎの大きさの粒径 a_3 の粒子に達するまでの接触面圧に対しては、

$$dN_1 > 0, dN_2 > 0, dN_3 = dN_4 = \dots = dN_5 = 0$$

であり、式(4・7)から

$$n_1 dN_1 + n_2 dN_2 = A_s (1 + e') dp \quad (4 \cdot 13)$$

が得られる。

最初は $N_1 > 0$ 、 $N_2 = 0$ である。粒径 a_1 の土粒子に作用する力 N_1 が dN_1 増加したときの土粒子の金属板への貫入増加量を $d\alpha_1$ とし、また、それと同時に粒径 a_2 の土粒子に作用する力の増加分を dN_2 、金属板への貫入量を $d\alpha_2$ とする。式(4・12)から第2近似値をとって計算すると、

$$d\alpha_1 = \frac{1}{2} \left\{ \frac{k^2 N_1 \sin(\theta/2)}{4 H_v \tan^2(\theta/2)} \right\}^{\frac{1}{2}} \left(\frac{dN_1}{N_1} \right) \left(1 - \frac{1}{4} \frac{dN_1}{N_1} \right) \quad (4 \cdot 14)$$

また、

$$d\alpha_2 = \left\{ \frac{k^2 dN_2 \sin(\theta/2)}{4 H_v \tan^2(\theta/2)} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4 \cdot 15)$$

ここで、 $d\alpha_1 = d\alpha_2$ であるから式(4・14)・(4・15)から

$$dN_2 = \left[\frac{1}{2} \frac{dN_1}{N_1} \left(1 - \frac{1}{4} \frac{dN_1}{N_1} \right) \right]^2 N_1 \quad (4 \cdot 16)$$

となる。

さらに、荷重が増加すると、 $N_2 \neq 0$ に対して、式(4・12)から同様にして

$$d\alpha_1 = \frac{1}{2} \left\{ \frac{k^2 N_1 \sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)} \right\}^{\frac{1}{2}} \left(\frac{dN_1}{N_1} \right) \left(1 - \frac{1}{4} \frac{dN_1}{N_1} \right) \quad (4 \cdot 17)$$

$$d\alpha_2 = \frac{1}{2} \left\{ \frac{k^2 N_2 \sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)} \right\}^{\frac{1}{2}} \left(\frac{dN_2}{N_2} \right) \left(1 - \frac{1}{4} \frac{dN_2}{N_2} \right) \quad (4 \cdot 18)$$

となる。\$d\alpha_1 = d\alpha_2 = d\alpha\$ とし、式(4・17)・(4・18)においてそれぞれ \$dN_1/N_1\$、\$dN_2/N_2\$ について解くと、次式がえられる。

$$\frac{dN_1}{N_1} = 2 \left[1 - \left\{ 1 - 2 d\alpha / \left(\frac{k^2 N_1 \sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (4 \cdot 19)$$

$$\frac{dN_2}{N_2} = 2 \left[1 - \left\{ 1 - 2 d\alpha / \left(\frac{k^2 N_2 \sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (4 \cdot 20)$$

したがって、最初に与えた \$dN_1\$ から式(4・16)によって \$dN_2\$ を計算し、式(4・15)に代入して \$d\alpha_2\$ を求める。その後、式(4・19)・(4・20)において、先に計算された \$N_1\$、\$N_2\$ に対して \$d\alpha\$ を適当に与え、\$dN_1\$、\$dN_2\$ を求める。この計算をくりかえし、\$\alpha_1 = (\alpha_1 - \alpha_3)/2 \tan(\theta/2)\$ に達するときの \$N_1\$ および \$N_2\$ に対して、式(4・13)から

$$p_2 = (n_1 N_1 + n_2 N_2) / A_s (1 + e') \quad (4 \cdot 21)$$

として計算することができる。さらに荷重が増加して接点数が増加する場合にも、これらの計算をくりかえし行なうことにより接触面圧と土粒子の金属面への貫入量との関係を求めることができる。

(2) 土粒子貫入量と摩耗量との関係

金属面が鋭利な土粒子によって切削された後に発生する切屑の量、すなわち摩耗量は、土粒子の数および接触面圧に対する土粒子の金属面への貫入量によってきまる。しかしながら、土粒子の切刃は決して完全な平面に対して切込んでいるのではなく、図-4.8に示すように、土粒子の金属面への貫入量 \$\alpha_1\$、\$\alpha_2\$、……、\$\alpha_n\$ をもつ

土粒子が金属面上を同時に移動するとき、終局的には \$\alpha_2\$、\$\alpha_3\$、……、\$\alpha_n\$ による摩耗痕は \$\alpha_1\$ による摩耗痕に包含されると考えられる。すなわち、ある大きさの粒径をもつ土粒子による切削痕はその粒子に後続するより大きな粒径の粒子によって切削されるからである。したがって、与えられた粒度分布を有する土粒子群が、金属面上を無限

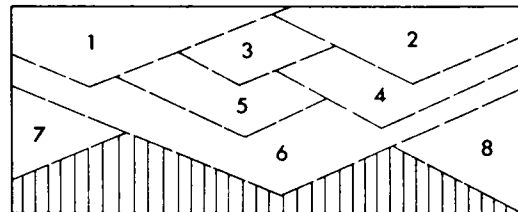


図-4.8 摩耗痕跡の形成過程

に移動する場合について考えると大部分の摩耗が最大粒径の土粒子により発生し、他のそれより小さい粒径の土粒子による摩耗は、その土粒子の数に対して最大粒径の土粒子の貫入量 \$\alpha_1\$ に対する \$\alpha_i\$

の比だけ、さきの α_i に対する摩耗痕跡の突起部を切削するとして摩耗量に加算してよいと仮定する。

すなわち、図-4.9においてハッチングした部分で示すように最大粒径による摩耗痕が互いに隣接している場合について考えると、他の粒径の土粒子がその摩耗痕の突起部 $\triangle ABC$ の一部に切入み、底辺 BC 上に切入先端がくるような任意のつぎの切削痕 $ADEF$ について、この場合の切込深さを t 、切削幅を w とし

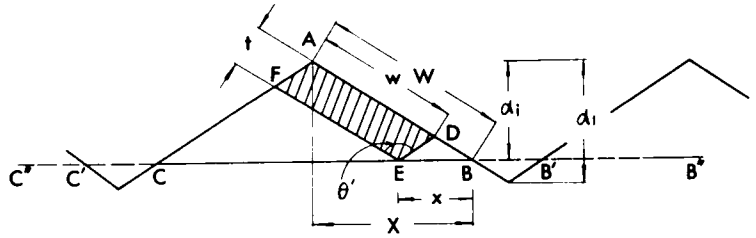


図-4.9 土粒子による切込深さと切削幅

$$\overline{AB} = W, \overline{MB} = X, \overline{EB} = x$$

とおけば

$$w = W \left(1 - \frac{x}{2X} \right), \quad t = x \cos(\theta'/2)$$

となる。痕の先端Eが \overline{MB} 上のどの位置にくる確率も皆等しいから

$$\left. \begin{aligned} w_{mi} &= \frac{1}{X} \int_0^x w_i dx = \frac{3}{4} W_i = \frac{3}{4} \alpha_i \sec(\theta'/2) \\ t_{mi} &= \frac{1}{X} \int_0^x t_i dx = \frac{1}{4} W_i \sin \theta' = \frac{1}{2} \alpha_i \sin(\theta'/2) \end{aligned} \right\} \quad (4.22)$$

となる。したがって、

$$w_{mi} t_{mi} = \frac{3}{8} \alpha_i^2 \tan(\theta'/2) \quad (4.23)$$

である。また、 α_i なる痕の先端はどの位置にくる確率も等しいから、上式によって計算される部分は全体の α_i/α_1 であり、残りの部分 $(\alpha_1 - \alpha_i)/\alpha_1$ は α_1 による後続切削となるから摩耗量には算定しなくてよい。したがって、単位面積あたりの摩耗量は、与えられた接触面圧に対して金属面に貫入する土粒子の単位面積あたりの個数 n_i およびその貫入量 α_i に対して、次式によって計算することができる。

$$M = K_p \tan(\theta'/2) \left(n_1 \alpha_1^2 + \frac{3}{8} \sum_{i=2}^s n_i \alpha_i^2 \cdot \frac{\alpha_i}{\alpha_1} \right) \quad (4.24)$$

上式において、 ρ は金属材料の密度、 K は破碎粒子の目づまりによる荷重分担率の影響、土粒子の破碎およびボンドの破壊によるものおよび摩耗痕からの金属の遊離率によってきまる定数である。

なお、金属面に貫入する土粒子の個数 n_i 、土粒子の貫入量 α_i は接触面圧だけでなく、金属材料の硬さや土粒子の粒度分布によって変化するので、式(4・24)における摩耗量もこれらの要素にしたがって変化するものである。

以上、金属板が固結土粒子に対して移動するとき、土粒子は破碎されず目づまりを起こさないことを前提として、金属と土粒子との間の摩擦抵抗が単粒子によるひっかき試験の結果から算定できること、および金属材料の硬さおよび土粒子の粒度分布は与えられたものとして、ある接触面圧に対する土粒子の金属面への貫入量およびその個数から理論的に金属の摩耗量を算定する式を導くことができた。

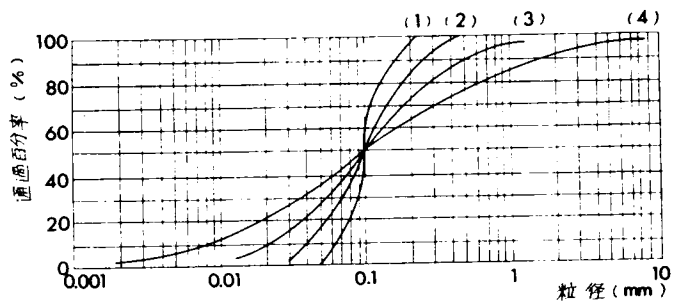
なお、土粒子の場合とは異なり、研磨紙などのように、砥粒の粒径がそろっている場合には、摩耗量は接触面圧の1乗に比例して増大するという実験例はすでに発表されている⁷⁾。すなわち、この場合は土粒子に対して砥粒の粒径に差がないためであり、式(4・12)および(4・24)において、接触面圧および摩耗量はともに土粒子貫入量 α^2 に比例するから摩耗量と接触面圧の間に直線関係になりたつのであると説明される。

4.3 摩耗量と接触面圧との関係

4.3.1 固結土粒子の粒度分布

土粒子の粒度分布として最も代表的な4通りの分布型を選定した。それぞれ、その平均粒径は0.1 mm であるとし、分布型はすべて対数正規分布に従うものとして、それぞれの粒度偏差 σ を1.40, 2.03, 3.40 および 8.20 と

した。図-4.10に、これらの粒径加積曲線を示した。また、表-4.2には、それぞれの粒径加積曲線を40等分した各細片の中心粒径 a_1, a_2, \dots, a_{40} ($a_1 > a_2 > \dots > a_{40}$) を示した。



平均粒径 $m = 0.1 \text{ mm}$

粒度偏差 σ

(対数正規分布)

(1) 1.40 (2) 2.03 (3) 3.40 (4) 8.20

図-4.10 4通りの代表的な粒度分布曲線

表-4.2 粒度分布(平均粒径 $m=0.1\text{ mm}$)

	$\sigma = 1.40$	$\sigma = 2.03$	$\sigma = 3.40$	$\sigma = 8.20$
a ₁	0.21249	0.48842	1.55065	11.14150
a ₂	0.18201	0.35267	0.88314	4.23242
a ₃	0.16756	0.29631	0.65370	2.52314
a ₄	0.15783	0.26125	0.52579	1.73525
a ₅	0.15041	0.23607	0.44133	1.28411
a ₆	0.14439	0.21664	0.38043	0.99476
a ₇	0.13926	0.20073	0.33348	0.79313
a ₈	0.13478	0.18741	0.29610	0.64653
a ₉	0.13080	0.17594	0.26551	0.53600
a ₁₀	0.12719	0.16585	0.23975	0.44971
a ₁₁	0.12384	0.15684	0.21768	0.38093
a ₁₂	0.12076	0.14872	0.19858	0.32529
a ₁₃	0.11788	0.14136	0.18190	0.27972
a ₁₄	0.11515	0.13455	0.16703	0.24158
a ₁₅	0.11270	0.12860	0.15445	0.21114
a ₁₆	0.11010	0.12243	0.14187	0.18245
a ₁₇	0.10772	0.11694	0.13106	0.15921
a ₁₈	0.10543	0.11178	0.12122	0.13922
a ₁₉	0.10322	0.10689	0.11221	0.12190
a ₂₀	0.10106	0.10224	0.10390	0.10680
a ₂₁	0.09896	0.09781	0.09625	0.09364
a ₂₂	0.09689	0.09355	0.08912	0.08204
a ₂₃	0.09485	0.08946	0.08250	0.07183
a ₂₄	0.09283	0.08551	0.07630	0.06281
a ₂₅	0.09083	0.08168	0.07049	0.05481
a ₂₆	0.08873	0.07777	0.06475	0.04736
a ₂₇	0.08685	0.07432	0.05987	0.04139
a ₂₈	0.08483	0.07074	0.05498	0.03575
a ₂₉	0.08281	0.06724	0.05036	0.03074
a ₃₀	0.08074	0.06376	0.04594	0.02625
a ₃₁	0.07863	0.06030	0.04171	0.02224
a ₃₂	0.07645	0.05684	0.03766	0.01866
a ₃₃	0.07419	0.05336	0.03377	0.01547
a ₃₄	0.07181	0.04982	0.02999	0.01261
a ₃₅	0.06927	0.04616	0.02629	0.01005
a ₃₆	0.06649	0.04236	0.02266	0.00779
a ₃₇	0.06336	0.03828	0.01902	0.00576
a ₃₈	0.05968	0.03375	0.01530	0.00396
a ₃₉	0.05494	0.02836	0.01132	0.00236
a ₄₀	0.04706	0.02048	0.00645	0.00090

σ : 粒度偏差(对数正规范分布)
单位: mm

4.3.2 種々の粒度分布に対する摩耗量と接触面圧との関係

前述したように、固結土粒子に対する金属板の摩耗量は、個々の土粒子の金属板への貫入量を算定することにより前式(4.24)で与えられる。土粒子の金属板への貫入量 $\Delta\alpha_i$ は、次式によって計算することができる。

$$\Delta\alpha_i = (a_1 - a_{i+1}) / 2 \tan(\theta/2) \quad (i=1, 2, \dots, 40) \quad (4.25)$$

ここに、 a_1 は表-4.2に示した最大粒径である。なお、各土粒子の重心の位置は、前述した仮定によりすべて同一平面上にあるので、八面体粒子の頂点の高さは粒径の大きさに比例している。上式で算定される $\Delta\alpha_i$ は、これらの頂点の差を示すものであり、まず、 $\Delta\alpha_i$ を順次設定することにより、それぞれに対応する貫入力 N_i と土粒子数 n_i を算定する。つぎに、各場合について金属板に貫入している土粒子の貫入量から摩耗量を前式(4.24)によって算定し、また、先に算定した N_i 、 n_i から接触面圧を計算することにより、両者の関係を求めることができる。

さて、上述の方法により4通りの土粒子の分布型に対して、金属硬さをパラメータとして摩耗量と接触面圧の関係を電子計算機によって算出した。その結果を図-4.11に示した。ただし、この場合は土

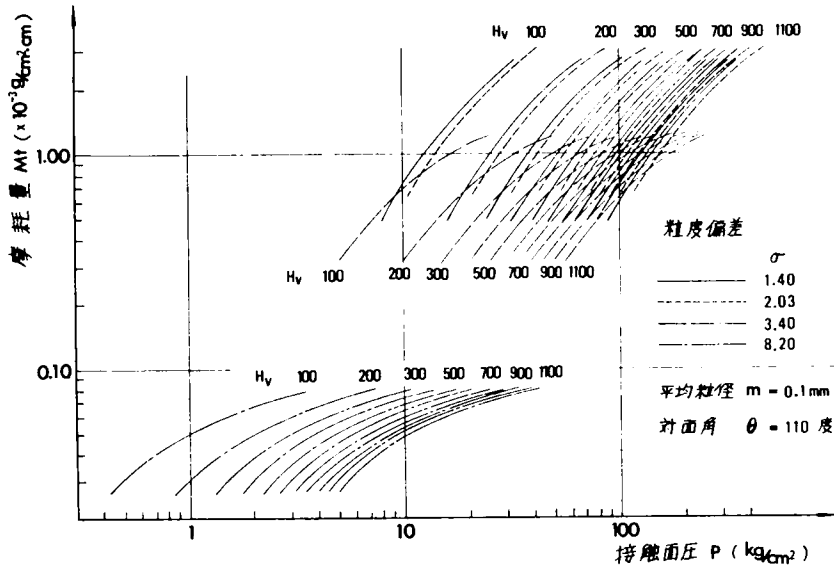


図-4.11 種々の金属硬さおよび土粒子の分布形に対する摩耗量Mtと接触面圧 p との関係(土粒子は破碎しないとして計算した場合)

粒子はいかなる大きな荷重を受けた場合にも破碎せず、粒子形状は変化しないと仮定した。また、土粒子の対面角 θ は 110° として計算した。図より、金属の摩耗量は、同じ接触面圧に対して土粒子の粒度偏差が大きくなるほど減少する傾向にあるが、これは実際の現象とは異なるものである。

すなわち、土粒子は実際上は高い接触面圧に対しては破碎するものであり、この現実を無視してはなら

ない。そこで、次章において使用する滋賀県琵琶湖湖底より採取された硬質の砂粒子を対象として破碎試験を行なった。種々の粒径の大きさをもつ砂粒子を粒径0~10mmの間で選定し、単軸圧縮試験機によりその破碎強度を求めた。その結果、図-4.12に示したように、砂粒子の破碎強度は粒径の1.5乗に比例して増大することが判明した。

個々の土粒子に作用する荷重が土粒子の破碎強度を超過するとその土粒子は破碎され、接触面圧はつぎの粒径の大きさの土粒子へと伝達されるのである。このようにして、接触面圧が増大するとともに土粒子はつぎつぎと破碎され消滅してゆく。

図-4.13は、摩耗量と接触面圧の関係について、土粒子が破碎する場合を考慮してその変化する様子を示したものである。番号0は土粒子が破碎されない場合であり、

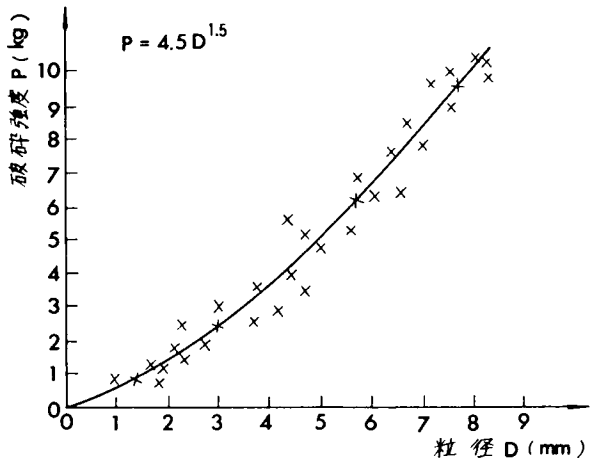


図-4.12 土粒子の破碎試験の結果

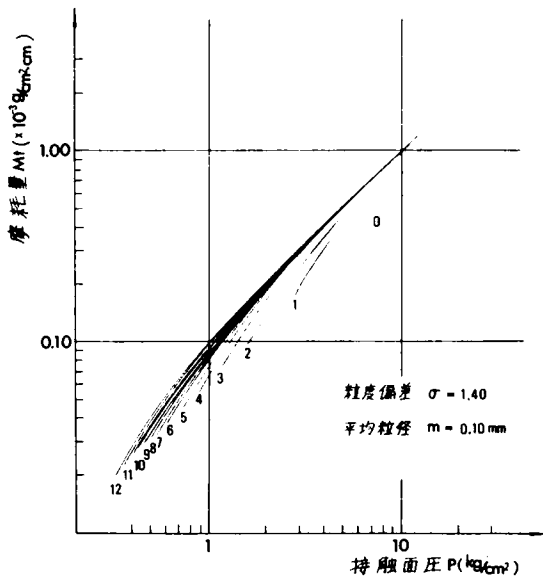


図-4.13(a)

図-4.13 土粒子が高面圧に対して破碎されることを考慮した場合、式(4.24)によって算定した摩耗量Mtと接触面圧pとの関係、数字0は土粒子が破碎されない場合であり、数字iは粒径 a_1 から a_i までの土粒子がすべて破碎された場合である。($H_v = 100$ の場合に対する計算値)

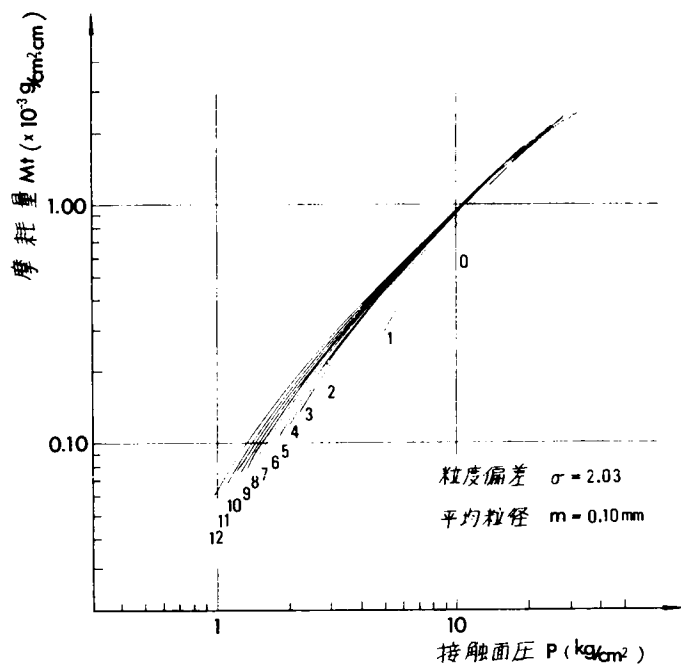


图-4.13 (b)

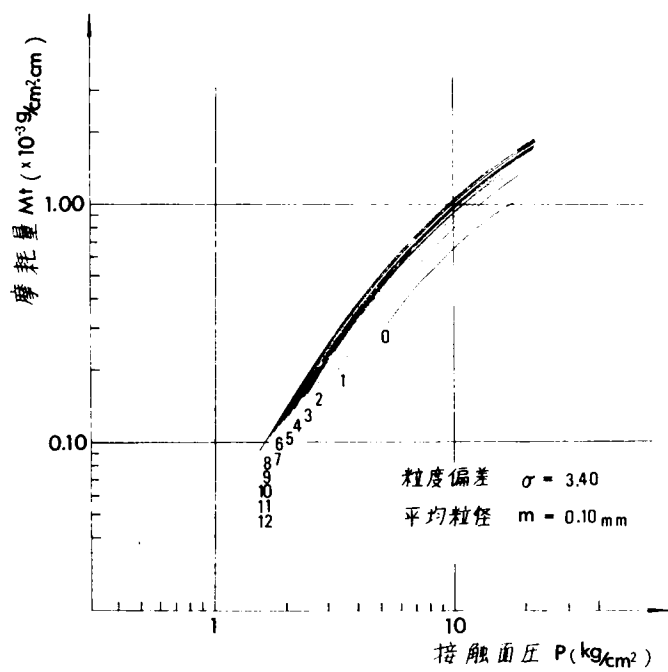


图-4.13 (c)

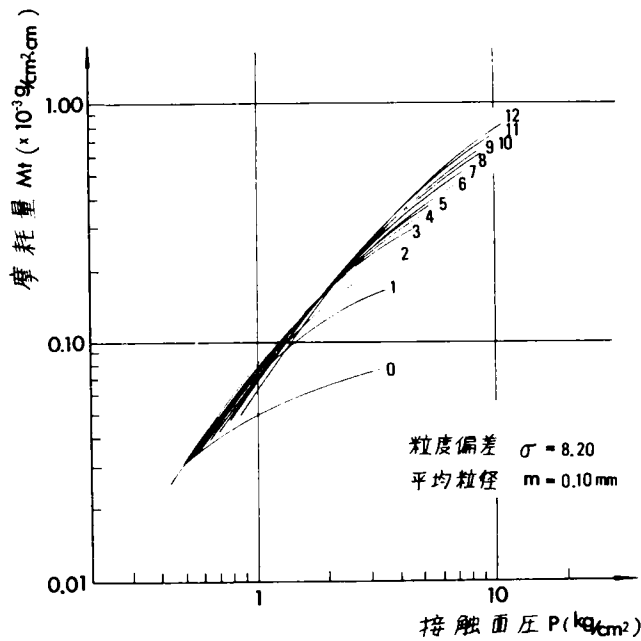


図-4.13 (d)

番号 i は粒径 a_1 から a_i までの土粒子がすべて破碎された場合である。計算に際しては、粒径が小さくなるほどその土粒子数も増大するため 1 個あたりの土粒子に作用する荷重も減少する方向にあるので、実際に破碎される土粒子として、その場合の最大粒径の土粒子のみを検討すれば十分である。この最大粒径の土粒子が破碎されると、つぎの大きさの土粒子が最大粒径の土粒子として接触面圧は新しい荷重分担配列をとるのである。このようにして、土粒子の破碎現象を考えると、金属の摩耗量と接触面圧との関係は、破碎過程の各段階においてその最大粒径の土粒子がつぎつぎと破碎される接触面圧毎に前図-4.13 でえられた曲線を連結していくことにより新しい曲線として求めることができる。その結果について、各金属硬さに対して再プロットしたのが図-4.14 である。

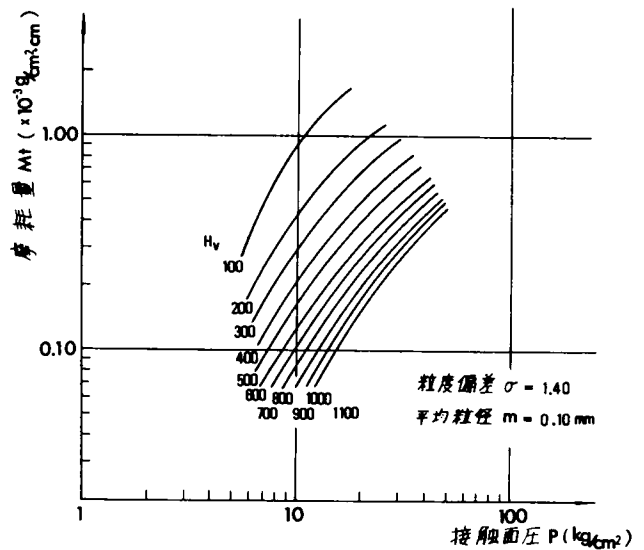


図-4.14 4 通りの粒度分布と種々の金属硬さに対する摩耗量 Mt と接触面圧 p との関係 (土粒子が破碎される場合の前図-4.13 より再プロットした)

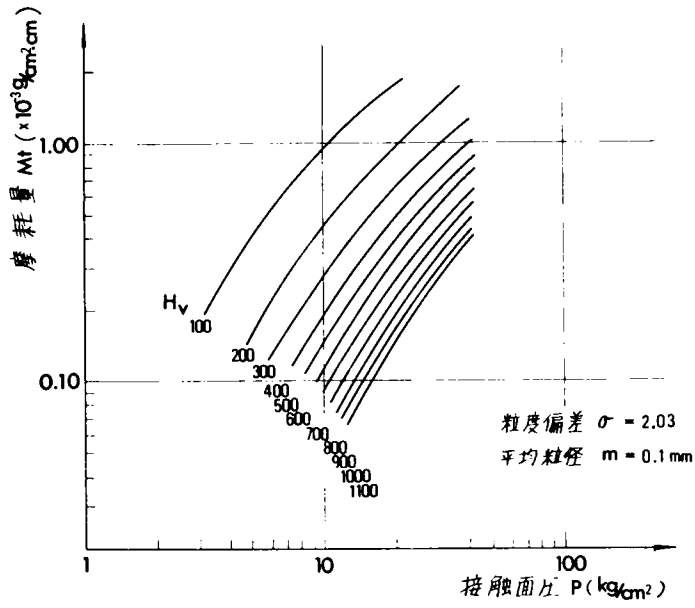


图-4.14 (b)

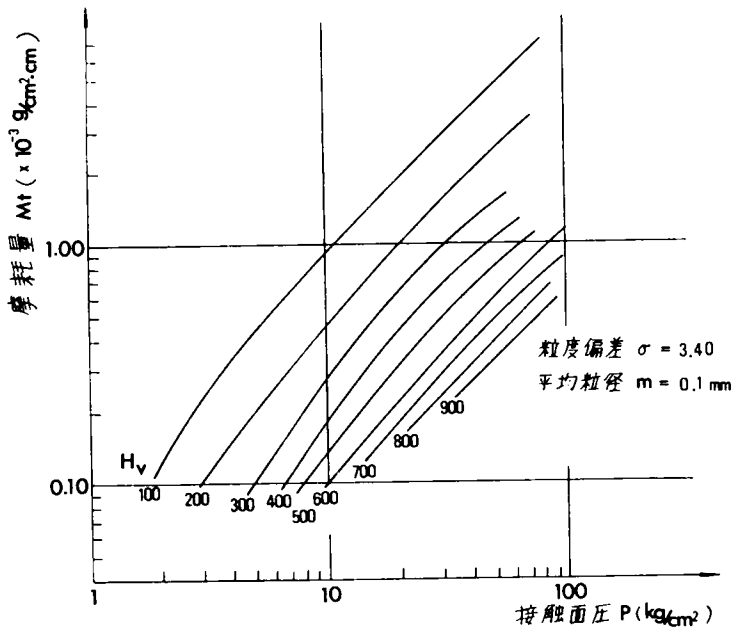


图-4.14 (c)

ここで、まず一定の粒度偏差を有する土粒子に対して金属のビッカース硬さの影響について考察する。金属のビッカース硬さが増大すると破碎される土粒子数も増大する。というのは、土粒子の金属面への一定の貫入深さに対して、金属のビッカース硬さが増大するほど、接触面圧は著しく増大するために、個々の土粒子には破碎強度以上の荷重が作用するからである。また、摩耗量と接触面圧の関係は、図より明らかに、金属のビッカース硬さが増大するほど前図-4.13に示した共通包絡線に次第に近づいていくことが判明した。

つぎに、一定の金属のビッカース硬さに対して、固結土粒子の粒度偏差の影響について考察する。粒度偏差

σ が増大するとともに、破碎される土粒子数は増大する。というのは、一定の接触面圧に対して、個々の土粒子に作用する荷重は土粒子数の減少のために著しく増大するためである。したがって、摩耗量と接触面圧の関係は、図より明らかに、粒度偏差が増大するほど前図-4.13に示した共通包絡線に次第に近づいていくことがわかった。図-4.15は、その計算プログラムの一例である。

したがって、一般に金属の摩耗量と接触面圧との関係は、粒度偏差が増大するほど、また金属材料の表面硬さが増大するにつれて、前図-4.13に示した共通包絡線に次第に近づいていく傾向にある。また、前図-4.11に示したように、予想された粒度分布による差異は、上述の解析によりそれほど顕著にはみられなかった。

4.3.3 金属硬さと摩耗量との関係

上述したように、金属の摩耗量と接触面圧の関係は、金属の硬さが増大するとともに前図-4.13に示す共通包絡線に接近する傾向がある。また、図より明らかに、この共通包絡線は接触面圧に対して直線関係にはない。それゆえに、摩耗量と金属硬さとの関係はすべての接触面圧に対し一定ではなく、ある与えられた接触面圧に対して計算され求められるものである。

図-4.16は、一定の接触面圧 10 kg/cm^2 に対していくつかの粒度偏差に対する金属硬さと摩耗量の関係を示したものである。すべての場合に、摩耗量は金属硬さの増加とともに双曲線的に減少していくことが判明した。また、摩耗量はいずれの場合にもビッカース硬さ600以上の金属硬さに対しては、著しく減少していることが明らかである。

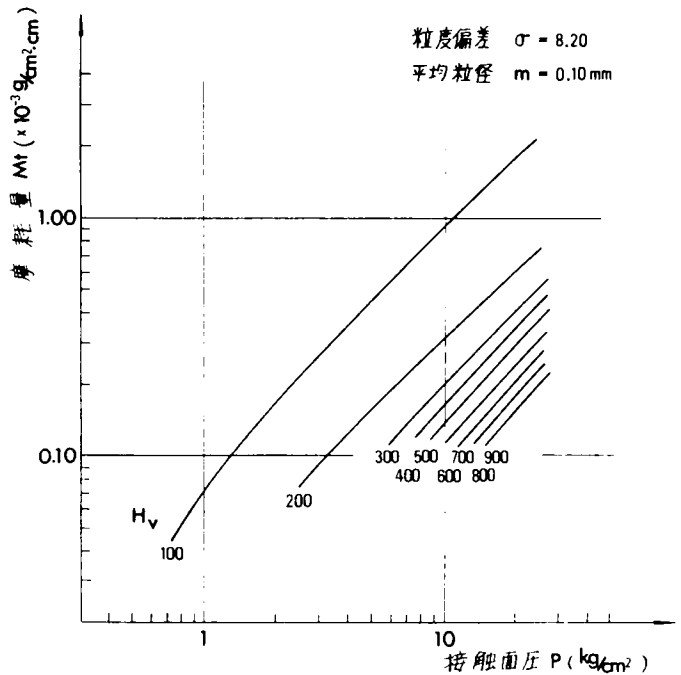


図-4.14 (d)

CALCUATIONS OF WEAR AMOUNT

```

REAL M1,M2,M3,M4,M5,N1,N2,NN1,NN2,NN3,NNN1,NNN2,NNN3,NNN4,NNNN1,NN
1NN2,NNNN3,NNNN4,NNNN5
DIMENSION A(40),DN1(50),DN2(50),
1N1(50),N2(50),X(50),Y(50),NN1(50),NN2(50),NN3(50),DNN1(50),DNN2(50
2),DNN3(50),XX(50),YY(50),ZZ(50),NNN1(50),NNN2(50),NNN3(50),NNN4(50
3),DNNN1(50),DNNN2(50),DNNN3(50),DNNN4(50),XXX(50),YYY(50),ZZZ(50),
4AAA(50),NNNN1(50),NNNN2(50),NNNN3(50),NNNN4(50),NNNN5(50),DNNNN1(5
50),DNNNN2(50),DNNNN3(50),DNNNN4(50),DNNNN5(50),XXXX(50),YYYY(50),Z
6ZZZ(50).AAA(50),BBBB(50)
READ(5,100) (A(I1),I1=1,40),TN,SIN
100 FORMAT(6F12.6)
WRITE(6,199) (A(I1),I1=1,40),TN,SIN
199 FORMAT(1H0,6F12.6)
3000 ALFA1=(A(4)-A(5))/(2.*TN)
ALFA2=(A(4)-A(6))/(2.*TN)
ALFA3=(A(4)-A(7))/(2.*TN)
ALFA4=(A(4)-A(8))/(2.*TN)
ALFA5=(A(4)-A(9))/(2.*TN)
S=0.0
DO 1 I1=1,40
S=S+1./A(I1)
1 CONTINUE
SN1=100./(A(4)**3*S)
SN2=100./(A(5)**3*S)
SN3=100./(A(6)**3*S)
SN4=100./(A(7)**3*S)
SN5=100./(A(8)**3*S)
M1=7.89*2.1445*(SN1*ALFA1**2)
M2=7.89*2.1445*(SN1*ALFA2**2+0.375*(SN2*(ALFA2-ALFA1)**3/ALFA2))
M3=7.89*2.1445*(SN1*ALFA3**2+0.375*(SN2*(ALFA3-ALFA1)**3/ALFA3+SN3
1*(ALFA3-ALFA2)**3/ALFA3))
M4=7.89*2.1445*(SN1*ALFA4**2+0.375*(SN2*(ALFA4-ALFA1)**3/ALFA4+SN3
1*(ALFA4-ALFA2)**3/ALFA4+SN4*(ALFA4-ALFA3)**3/ALFA4))
M5=7.89*2.1445*(SN1*ALFA5**2+0.375*(SN2*(ALFA5-ALFA1)**3/ALFA5+SN3

```

```

1*(ALFA5-ALFA2)**3/ALFA5+SN4*(ALFA5-ALFA3)**3/ALFA5+SN5*(ALFA5-ALFA
24)**3/ALFA5))
WRITE(6,101)ALFA1,ALFA2,ALFA3,ALFA4,ALFA5
101 FORMAT(1H1,5F15.7)
WRITE(6,201)SN1,SN2,SN3,SN4,SN5
201 FORMAT(1H0,5F15.7)
WRITE(6,301)M1,M2,M3,M4,M5
301 FORMAT(1H0,5F15.7)
DO 2000 MHV=100,1100,100
HV=MHV
H=4.*HV*TN**2
B=0.36*SIN
N1(1)=ALFA1**2*H/B
N2(1)=0.0
P1=SN1*N1(1)
WRITE(6,102)P1
102 FORMAT(1H0,3HP1=F15.7)
DN1(1)=0.1*N1(1)
DN2(1)=(0.5*DN1(1)*(1.-0.25*DN1(1)/N1(1))/N1(1))**2*N1(1)
DALFA2=SQRT(B*DN2(1)/H)
DALFA10=0.1*(ALFA2-ALFA1-DALFA2)
DO 3 I3=2,11
N1(I3)=N1(I3-1)+DN1(I3-1)
N2(I3)=N2(I3-1)+DN2(I3-1)
X(I3)=1.-2.*DALFA10/SQRT(N1(I3)/H)
Y(I3)=1.-2.*DALFA10/SQRT(N2(I3)/H)
IF(X(I3).LT.0..OR.Y(I3).LT.0.)GO TO 20
DN1(I3)=2.*N1(I3)*(1.-SQRT(X(I3)))
DN2(I3)=2.*N2(I3)*(1.-SQRT(Y(I3)))
3 CONTINUE
P2=SN1*N1(11)+SN2*N2(11)
WRITE(6,103) N1(11),N2(11),P2
103 FORMAT(1H ,7HN1(11)=F15.7,5X,7HN2(11)=F15.7,5X,3HP2=F15.7)
NN1(1)=N1(11)
NN2(1)=N2(11)

```

```

990 NN3(1)=0.0
    DNN1(1)=0.05*NN1(1)
    DNN2(1)=2.*NN2(1)-SQRT(4.*NN2(1)**2-4.*NN2(1)*SQRT(NN2(1)/
1NN1(1))*DNN1(1)*(1.-0.25*DNN1(1)/NN1(1)))
    DNN3(1)=NN1(1)*(0.5*DNN1(1)*(1.-0.25*DNN1(1)/NN1(1))/NN1(1))**2
    DALFA3=SQRT(B*DNN3(1)/H)
    DALFF1=0.1*(ALFA3-ALFA2-DALFA3)
    DO 31 J3=2,11
    NN1(J3)=NN1(J3-1)+DNN1(J3-1)
    NN2(J3)=NN2(J3-1)+DNN2(J3-1)
    NN3(J3)=NN3(J3-1)+DNN3(J3-1)
    XX(J3)=1.-2.*DALFF1/SQRT(NN1(J3)/H)
    YY(J3)=1.-2.*DALFF1/SQRT(NN2(J3)/H)
    ZZ(J3)=1.-2.*DALFF1/SQRT(NN3(J3)/H)
    IF(XX(J3).LT.0..OR.YY(J3).LT.0..OR.ZZ(J3).LT.0.) GO TO 10
    DNN1(J3)=2.*NN1(J3)*(1.-SQRT(XX(J3)))
    DNN2(J3)=2.*NN2(J3)*(1.-SQRT(YY(J3)))
    DNN3(J3)=2.*NN3(J3)*(1.-SQRT(ZZ(J3)))
31 CONTINUE
    P3=SN1*NN1(11)+SN2*NN2(11)+SN3*NN3(11)
    WRITE(6,104) NN1(11),NN2(11),P3
104 FORMAT(1H ,8HNN1(11)=F15.7,5X,8HNN2(11)=F15.7,5X,3HP3=F15.7)
    NNN1(1)=NN1(11)
    NNN2(1)=NN2(11)
    NNN3(1)=NN3(11)
    GO TO 1000
10 DALFF2=0.05*(ALFA3-ALFA2-DALFA3)
    DO 32 K3=2,21
    NN1(K3)=NN1(K3-1)+DNN1(K3-1)
    NN2(K3)=NN2(K3-1)+DNN2(K3-1)
    NN3(K3)=NN3(K3-1)+DNN3(K3-1)
    XX(K3)=1.-2.*DALFF2/SQRT(NN1(K3)/H)
    YY(K3)=1.-2.*DALFF2/SQRT(NN2(K3)/H)
    ZZ(K3)=1.-2.*DALFF2/SQRT(NN3(K3)/H)
    IF(XX(K3).LT.0..OR.YY(K3).LT.0..OR.ZZ(K3).LT.0.) GO TO 11

```

```

DNN1(K3)=2.*NN1(K3)*(1.-SQRT(XX(K3)))
DNN2(K3)=2.*NN2(K3)*(1.-SQRT(YY(K3)))
DNN3(K3)=2.*NN3(K3)*(1.-SQRT(ZZ(K3)))
32 CONTINUE
P3=SN1*NN1(21)+SN2*NN2(21)+SN3*NN3(21)
WRITE(6,105) NN1(21),NN2(21),P3
105 FORMAT(1H ,8HNN1(21)=F15.7,5X,8HNN2(21)=F15.7,5X,3HP3=F15.7)
NNN1(1)=NN1(21)
NNN2(1)=NN2(21)
NNN3(1)=NN3(21)
GO TO 1000
11 DALFF3=0.025*(ALFA3-ALFA2-DALFA3)
DO 33 L3=2,41
NN1(L3)=NN1(L3-1)+DNN1(L3-1)
NN2(L3)=NN2(L3-1)+DNN2(L3-1)
NN3(L3)=NN3(L3-1)+DNN3(L3-1)
XX(L3)=1.-2.*DALFF3/SQRT(NN1(L3)/H)
YY(L3)=1.-2.*DALFF3/SQRT(NN2(L3)/H)
ZZ(L3)=1.-2.*DALFF3/SQRT(NN3(L3)/H)
IF(XX(L3).LT.0..OR.YY(L3).LT.0..OR.ZZ(L3).LT.0.) GO TO 1000
DNN1(L3)=2.*NN1(L3)*(1.-SQRT(XX(L3)))
DNN2(L3)=2.*NN2(L3)*(1.-SQRT(YY(L3)))
DNN3(L3)=2.*NN3(L3)*(1.-SQRT(ZZ(L3)))
33 CONTINUE
P3=SN1*NN1(41)+SN2*NN2(41)+SN3*NN3(41)
WRITE(6,106) NN1(41),NN2(41),P3
106 FORMAT(1H ,8HNN1(41)=F15.7,5X,8HNN2(41)=F15.7,5X,3HP3=F15.7)
NNN1(1)=NN1(41)
NNN2(1)=NN2(41)
NNN3(1)=NN3(41)
GO TO 1000
20 DALF20=0.05*(ALFA2-ALFA1-DALFA2)
DO 4 I4=2,21
N1(I4)=N1(I4-1)+DN1(I4-1)
N2(I4)=N2(I4-1)+DN2(I4-1)

```

```

X(I4)=1.-2.*DALF20/SQRT(N1(I4)/H)
Y(I4)=1.-2.*DALF20/SQRT(N2(I4)/H)
IF(X(I4).LT.0..OR.Y(I4).LT.0.0) GO TO 30
DN1(I4)=2.*N1(I4)*(1.-SQRT(X(I4)))
DN2(I4)=2.*N2(I4)*(1.-SQRT(Y(I4)))
4 CONTINUE
P2=SN1*N1(21)+SN2*N2(21)
WRITE(6,107) N1(21),N2(21),P2
107 FORMAT(1H ,7HN1(21)=F15.7,5X,7HN2(21)=F15.7,5X,3HP2=F15.7)
NN1(1)=N1(21)
NN2(1)=N2(21)
GO TO 990
30 DALF30=0.025*(ALFA2-ALFA1-DALFA2)
DO 5 I5=2,41
N1(I5)=N1(I5-1)+DN1(I5-1)
N2(I5)=N2(I5-1)+DN2(I5-1)
X(I5)=1.-2.*DALF30/SQRT(N1(I5)/H)
Y(I5)=1.-2.*DALF30/SQRT(N2(I5)/H)
IF(X(I5).LT.0..OR.Y(I5).LT.0.) GO TO 1000
DN1(I5)=2.*N1(I5)*(1.-SQRT(X(I5)))
DN2(I5)=2.*N2(I5)*(1.-SQRT(Y(I5)))
5 CONTINUE
4000 P2=SN1*N1(41)+SN2*N2(41)
WRITE(6,108) N1(41),N2(41),P2
108 FORMAT(1H ,7HN1(41)=F15.7,5X,7HN2(41)=F15.7,5X,3HP2=F15.7)
NN1(1)=N1(41)
NN2(1)=N2(41)
GO TO 990
1000 NNN4(1)=0.0
DNNN1(1)=0.05*NNN1(1)
DNNN2(1)=2.*NNN2(1)-SQRT(4.*NNN2(1)**2-4.*NNN2(1)*SQRT(NNN2(1)/NNN
11(1))*DNNN1(1)*(1.-0.25*DNNN1(1)/NNN1(1)))
DNNN3(1)=2.*NNN3(1)-SQRT(4.*NNN3(1)**2-4.*NNN3(1)*SQRT(NNN3(1)/NNN
11(1))*DNNN1(1)*(1.-0.25*DNNN1(1)/NNN1(1)))
DNNN4(1)=NNN1(1)*(0.5*DNNN1(1)*(1.-0.25*DNNN1(1)/NNN1(1))/NNN1(1))

```

```

1**2
DALFA4=SQRT(B*DNNN4(1)/H)
DALFG1=0.1*(ALFA4-ALFA3-DALFA4)
DO 41 J4=2,11
NNN1(J4)=NNN1(J4-1)+DNNN1(J4-1)
NNN2(J4)=NNN2(J4-1)+DNNN2(J4-1)
NNN3(J4)=NNN3(J4-1)+DNNN3(J4-1)
NNN4(J4)=NNN4(J4-1)+DNNN4(J4-1)
XXX(J4)=1.-2.*DALFG1/SQRT(NNN1(J4)/H)
YYY(J4)=1.-2.*DALFG1/SQRT(NNN2(J4)/H)
ZZZ(J4)=1.-2.*DALFG1/SQRT(NNN3(J4)/H)
AAA(J4)=1.-2.*DALFG1/SQRT(NNN4(J4)/H)
IF(XXX(J4).LT.0..OR.YYY(J4).LT.0..OR.ZZZ(J4).LT.0..OR.AAA(J4).LT.0
1.) GO TO 1001
DNNN1(J4)=2.*NNN1(J4)*(1.-SQRT(XXX(J4)))
DNNN2(J4)=2.*NNN2(J4)*(1.-SQRT(YYY(J4)))
DNNN3(J4)=2.*NNN3(J4)*(1.-SQRT(ZZZ(J4)))
DNNN4(J4)=2.*NNN4(J4)*(1.-SQRT(AAA(J4)))
41 CONTINUE
P4=SN1*NNN1(11)+SN2*NNN2(11)+SN3*NNN3(11)+SN4*NNN4(11)
WRITE(6,109) NNN1(11),NNN2(11)
109 FORMAT(1H ,9HNNN1(11)=F15.7,5X,9HNNN2(11)=F15.7)
WRITE(6,110) NNN3(11),NNN4(11),P4
110 FORMAT(1H ,9HNNN3(11)=F15.7,5X,9HNNN4(11)=F15.7,5X,3HP4=F15.7)
NNNN1(1)=NNN1(11)
NNNN2(1)=NNN2(11)
NNNN3(1)=NNN3(11)
NNNN4(1)=NNN4(11)
GO TO 1010
1001 DALFG2=0.05*(ALFA4-ALFA3-DALFA4)
DO 42 K4=2,21
NNN1(K4)=NNN1(K4-1)+DNNN1(K4-1)
NNN2(K4)=NNN2(K4-1)+DNNN2(K4-1)
NNN3(K4)=NNN3(K4-1)+DNNN3(K4-1)
NNN4(K4)=NNN4(K4-1)+DNNN4(K4-1)

```

```

XXX(K4)=1.-2.*DALFG2/SQRT(NNN1(K4)/H)
YYY(K4)=1.-2.*DALFG2/SQRT(NNN2(K4)/H)
ZZZ(K4)=1.-2.*DALFG2/SQRT(NNN3(K4)/H)
AAA(K4)=1.-2.*DALFG2/SQRT(NNN4(K4)/H)
IF(XXX(K4).LT.0..OR.YYY(K4).LT.0..OR.ZZZ(K4).LT.0..OR.AAA(K4).LT.0
1.) GO TO 2000
DNNN1(K4)=2.*NNN1(K4)*(1.-SQRT(XXX(K4)))
DNNN2(K4)=2.*NNN2(K4)*(1.-SQRT(YYY(K4)))
DNNN3(K4)=2.*NNN3(K4)*(1.-SQRT(ZZZ(K4)))
DNNN4(K4)=2.*NNN4(K4)*(1.-SQRT(AAA(K4)))
42 CONTINUE
P4=SN1*NNN1(21)+SN2*NNN2(21)+SN3*NNN3(21)+SN4*NNN4(21)
WRITE(6,111) NNN1(21),NNN2(21)
111 FORMAT(1H ,9HNNN1(21)=F15.7,5X,9HNNN2(21)=F15.7)
WRITE(6,112) NNN3(21),NNN4(21),P4
112 FORMAT(1H ,9HNNN3(21)=F15.7,5X,9HNNN4(21)=F15.7,5X,3HP4=F15.7)
NNNN1(1)=NNN1(21)
NNNN2(1)=NNN2(21)
NNNN3(1)=NNN3(21)
NNNN4(1)=NNN4(21)
1010 NNNN5(1)=0.0
DNNNN1(1)=0.05*NNNN1(1)
DNNNN2(1)=2.*NNNN2(1)-SQRT(4.*NNNN2(1)**2-4.*NNNN2(1)*SQRT(NNNN2(1)
1)/NNNN1(1))*DNNNN1(1)*(1.-0.25*DNNNN1(1)/NNNN1(1))
DNNNN3(1)=2.*NNNN3(1)-SQRT(4.*NNNN3(1)**2-4.*NNNN3(1)*SQRT(NNNN3(1)
1)/NNNN1(1))*DNNNN1(1)*(1.-0.25*DNNNN1(1)/NNNN1(1))
DNNNN4(1)=2.*NNNN4(1)-SQRT(4.*NNNN4(1)**2-4.*NNNN4(1)*SQRT(NNNN4(1)
1)/NNNN1(1))*DNNNN1(1)*(1.-0.25*DNNNN1(1)/NNNN1(1))
DNNNN5(1)=NNNN1(1)*(0.5*DNNNN1(1)*(1.-0.25*DNNNN1(1)/NNNN1(1))/NNN
1N1(1))**2
DALFA5=SQRT(B*DNNNN5(1)/H)
DALFH1=0.1*(ALFA5-ALFA4-DALFA5)
DO 51 J5=2,11
NNNN1(J5)=NNNN1(J5-1)+DNNNN1(J4-1)
NNNN2(J5)=NNNN2(J5-1)+DNNNN2(J5-1)

```



```

NNNN3 (J5)=NNNN3 (J5-1)+DNNNN3 (J5-1)
NNNN4 (J5)=NNNN4 (J5-1)+DNNNN4 (J5-1)
NNNN5 (J5)=NNNN5 (J5-1)+DNNNN5 (J5-1)
XXXX (J5)=1.-2.*DALFH1/SQRT (NNNN1 (J5)/H)
YYYY (J5)=1.-2.*DALFH1/SQRT (NNNN2 (J5)/H)
ZZZZ (J5)=1.-2.*DALFH1/SQRT (NNNN3 (J5)/H)
AAAA (J5)=1.-2.*DALFH1/SQRT (NNNN4 (J5)/H)
BBBB (J5)=1.-2.*DALFH1/SQRT (NNNN5 (J5)/H)
IF (XXXX (J5) .LT.0. .OR. YYYY (J5) .LT.0. .OR. ZZZZ (J5) .LT.0. .OR. AAAA (J5) .
1111 .OR. BBBB (J5) .LT.0.) GO TO 1011
DNNNN1 (J5)=2.*NNNN1 (J5) *(1.-SQRT (XXXX (J5)))
DNNNN2 (J5)=2.*NNNN2 (J5) *(1.-SQRT (YYYY (J5)))
DNNNN3 (J5)=2.*NNNN3 (J5) *(1.-SQRT (ZZZZ (J5)))
DNNNN4 (J5)=2.*NNNN4 (J5) *(1.-SQRT (AAAA (J5)))
DNNNN5 (J5)=2.*NNNN5 (J5) *(1.-SQRT (BBBB (J5)))
51 CONTINUE
P5=SN1*NNNN1 (11)+SN2*NNNN2 (11)+SN3*NNNN3 (11)+SN4*NNNN4 (11)+SN5*NNN
1N5 (11)
WRITE (6,113) NNNN1 (11),NNNN2 (11)
113 FORMAT (1H ,10HNNNN1 (11)=F15.7,5X,10HNNNN2 (11)=F15.7)
WRITE (6,114) NNNN3 (11),NNNN4 (11)
114 FORMAT (1H ,10HNNNN3 (11)=F15.7,5X,10HNNNN4 (11)=F15.7)
WRITE (6,115) NNNN5 (11),P5
115 FORMAT (1H , 10HNNNN5 (11)=F15.7,5X,3HP5=F15.7)
GO TO 2000
1011 DALFH2=0.05*(ALFA5-ALFA4-DALFA5)
DO 52 K5=2,21
NNNN1 (K5)=NNNN1 (K5-1)+DNNNN1 (K5-1)
NNNN2 (K5)=NNNN2 (K5-1)+DNNNN2 (K5-1)
NNNN3 (K5)=NNNN3 (K5-1)+DNNNN3 (K5-1)
NNNN4 (K5)=NNNN4 (K5-1)+DNNNN4 (K5-1)
NNNN5 (K5)=NNNN5 (K5-1)+DNNNN5 (K5-1)
XXXX (K5)=1.-2.*DALFH2/SQRT (NNNN1 (K5)/H)
YYYY (K5)=1.-2.*DALFH2/SQRT (NNNN2 (K5)/H)
ZZZZ (K5)=1.-2.*DALFH2/SQRT (NNNN3 (K5)/H)

```

```

AAAA(K5)=1.-2.*DALFH2/SQRT(NNNN4(K5)/H)
BBBB(K5)=1.-2.*DALFH2/SQRT(NNNN5(K5)/H)
IF(XXXX(K5).LT.0..OR.YYYY(K5).LT.0..OR.ZZZZ(K5).LT.0..OR.AAAA(K5).
LLT.0..OR.BBBB(K5).LT.0.) GO TO 2000
DNNNN1(K5)=2.*NNNN1(K5)*(1.-SQRT(XXXX(K5)))
DNNNN2(K5)=2.*NNNN2(K5)*(1.-SQRT(YYYY(K5)))
DNNNN3(K5)=2.*NNNN3(K5)*(1.-SQRT(ZZZZ(K5)))
DNNNN4(K5)=2.*NNNN4(K5)*(1.-SQRT(AAAA(K5)))
DNNNN5(K5)=2.*NNNN5(K5)*(1.-SQRT(BBBB(K5)))
52 CONTINUE
P5=SN1*NNNN1(21)+SN2*NNNN2(21)+SN3*NNNN3(21)+SN4*NNNN4(21)+SN5*NNNN
1N5(21)
WRITE(6,116) NNNN1(21),NNNN2(21)
116 FORMAT(1H ,10HNNNN1(21)=F15.7,5X,10HNNNN2(21)=F15.7)
WRITE(6,117) NNNN3(21),NNNN4(21)
117 FORMAT(1H ,10HNNNN3(21)=F15.7,5X,10HNNNN4(21)=F15.7)
WRITE(6,118) NNNN5(21),P5
118 FORMAT(1H ,10HNNNN5(21)=F15.7,5X,3HP5=F15.7)
2000 CONTINUE
STOP
END

```

Y	DATA				
1.550650	0.883140	0.653700	0.525790	0.441330	0.380430
0.333480	0.296100	0.265510	0.239750	0.217680	0.198580
0.181900	0.167030	0.154450	0.141870	0.131060	0.121220
0.112210	0.103900	0.096250	0.089120	0.082500	0.076300
0.070490	0.064750	0.059870	0.054980	0.050360	0.045940
0.041710	0.037660	0.033770	0.029990	0.026290	0.022660
0.019020	0.015300	0.011320	0.006450	1.428100	0.819200

- A : 土粒子の粒径
- TN : $\tan(\theta/2)$, θ は土粒子の平均対面角
- SIN : $\sin(\theta/2)$, θ は土粒子の平均対面角
- SN : 各粒径の土粒子の個数
- M : 金属の摩耗量
- HV : 金属のビッカース硬さ
- P : 金属板と固結土粒子との間に作用する接触面圧
- ALFA : 金属板への土粒子の貫入量
- (DALFA : 金属板への土粒子の貫入量の増分
- DALF
- DALFF
- DALFG
- DALFH
- (N : 土粒子に作用する垂直力
- NN
- NNN
- NNNN
- (DN : 土粒子に作用する垂直力の増分
- DNN
- DNNN
- DNNNN

図-4.15 摩耗量と接触面圧との関係を算定するためのプログラムの一例
(粒径A(1), A(2), A(3)の土粒子が破碎した場合)

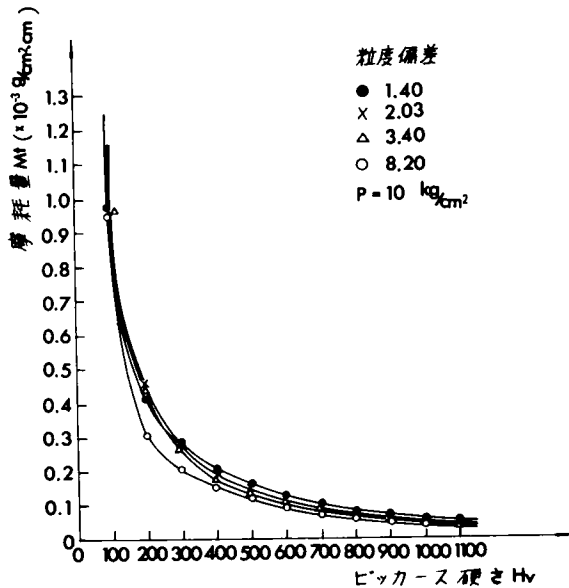


図-4.16
接触面圧 $10\text{kg}/\text{cm}^2$ に
対する摩耗量 Mt と金
属のビッカース硬さ H_v
との関係

以上の理論解析によって、金属の摩耗量は、その金属の硬さ、土粒子の粒度分布型および土粒子形状・破碎強度が知られた場合には理論的に算定することができること、および図-4.14から読みとることが可能となった。しかしながら、この理論的な解析によって得られた摩耗量は、実際の摩耗量とは多少異なり、種々の諸条件に対して修正を行う必要がある。例えば、破碎粒子片による目づまり現象や土粒子相互のボンド力の消滅および金属の摩耗痕からの遊離率等々によって理論値の修正が必要となる。

4.4 結 論

固結土粒子と金属面との間の摩擦抵抗およびそれに帰因して発生する金属の摩耗現象について、それらの機構を解明し、金属の摩耗量を種々の諸条件に対して算定する方法について考察した結果を要約するとつぎのようになる。

- (1) 金属板と固結土粒子との間の接触面圧と摩擦抵抗との関係は、土粒子が金属板上を移動するとき土粒子は破碎されないと仮定すると、土粒子の形状および金属の硬さを種々にかえて行った単粒子によるひっかけ試験の結果から直接算定することができる。また、単粒子による金属板のひっかけ試験の結果、ひっかけによる金属の盛り上がり高さはひっかけみぞの深さの約8割に達していることが荷重の大きさに関係なく認められたこと、および単粒子の静止時における貫入量と移動時における貫入量とを比較した結果、単粒子を引張る方向、金属硬さの種類および荷重の大きさに関係なく、移動時には静止時の約6割しか貫入していないことが判明した。
- (2) 土粒子の形状は、上下対称な正四角錐からなる八面体であり、その八面体の基面はすべて金属板に平行な同一平面上に相互に固結されているとする。さらに、土粒子の大きさは基面の大きさで表わすとし、金属板が固結した土粒子の上を移動するとき、土粒子は破碎されず目づまりを起さないとする。このように仮定すると、与えられた金属板の硬さ H_v に対して、土粒子が金属板上を移動するときの金属板への土粒子貫入量 α_i は、次式で計算することができる。

$$\alpha_i = \left\{ \frac{k^2 N_i \sin(\theta/2)}{4 H_v \tan^2(\theta/2)} \right\}^{\frac{1}{2}}$$

ここに、添字 i は個々の土粒子に対して命名したものであり、 N_i は i 番目の土粒子に対する垂直力である。 k は土粒子の金属板への貫入量について土粒子の移動時に対する静止時の比を示すものである。また、 θ は土粒子の頂角の平均対面角である。

したがって、金属板と固結土粒子との間の接触面圧は、上式において与えられた土粒子の金属面への貫入量 α_i から、個々の粒径の土粒子に作用する垂直力 N_i とその粒径に相当する土粒子の個数とを乗ずることによって算定することができる。

- (3) 土粒子が金属板上を移動するとき発生する金属の摩耗量は、金属に接触する土粒子の個数 n_i および与えられた接触面圧に対する土粒子の金属面への貫入量 α_i によって算定することができる。すなわち、ある大きさの粒径をもつ土粒子による切削疵はその粒子に後続するより大きな粒径の粒子による切削疵に包含されることを考慮に入れると、金属の摩耗量は次式によって表わすことがで

きる。

$$M = K \rho \tan(\theta'/2) \left(n_1 \alpha_1^2 + \frac{3}{8} \sum_{i=2}^{\infty} n_i \alpha_i^2 \cdot \frac{\alpha_i}{\alpha_1} \right)$$

ここに、 α_1 は最大粒径の土粒子による貫入量、 ρ は金属材料の密度、 θ' は切削疵の平均頂角である。また、 K は破碎粒子の目づまりによる固結土粒子に作用する荷重の減少、土粒子の破碎および結合力の消滅による摩耗痕跡の消失状態、および摩耗痕からの金属の遊離率によってきまる定数である。このように、土粒子の金属面への貫入量 α_i をパラメータとして、金属板と固結土粒子との間の接触面圧と金属の摩耗量との関係を算定することができる。

(4) 摩耗量と接触面圧との関係について、種々の金属硬さおよび4通りの代表的な土粒子の分布形状について、電子計算機によって試算を行った。この際、高面圧にともなう土粒子の破碎現象を考慮に入れた。その結果、図-4.14に示すように、摩耗量と接触面圧との関係を図示することができた。中でも土粒子の粒度偏差が大きいほど、また金属硬さが増大するほど一定の関数関係に近づくようである。また、金属硬さと摩耗量の関係は、一般に、一定の接触面圧に対して摩耗量は金属硬さの増加とともに双曲線的に減少していくことが判明した。

以上、理論式を誘導する際に与えたいくつかの仮定において、破碎粒子による影響については上述したが、土粒子の形状が八面体であり、頂角の対面角を 110° として、金属板の土粒子による切削疵の頂角は平均 130° として解析したが、これは金属の砥粒による研削において実測された値とほぼ一致している⁸⁾ので、この仮定は妥当であると考えられる。また、八面体粒子の重心およびその点を含む角錐の底面はすべて金属板に平行な平面上にあるとする仮定は、実際問題から少しはずれたものである。本論では、この理想的な土粒子の配列に対して解析を行ったが、実際上は土粒子の粒度分布に関係なく、一般に金属面に圧入する土粒子の個数は理想状態よりもかなり増大する。というのは、粒径のかなり小さな土粒子は結合力の消滅などによって飛散しやすいが、ある程度の大きさをもつ粒子は最大粒径の土粒子または、それにつづく土粒子の頂点の位置にまで進出している可能性は多い。したがって、金属板に貫入する土粒子の個数は増加するために、土粒子の頂点間隔の分布は小さくなり、実際の粒度分布よりみかけ上その粒度偏差は減少する。すなわち、摩擦係数の大きさについては、理論的にはこのように仮定しても殆んど差を生じないが、摩耗量については実際値より大きく算定している傾向にあることに注意すべきである。

参 考 文 献

- 1) 梶昭治郎, 室達朗: 土木学会論文集, 157 (昭43.9) 42.
- 2) Shōjirō Hata, Tatsuro Muro: Memoirs of the Fac. of Eng. Kyoto University, XXXI-4 (1969) 456.
- 3) 梶昭治郎, 室達朗: 昭和42年度土木学会関西支部年次学術講演概要, (昭42.11) 221.
- 4) 梶昭治郎, 室達朗: 第23回土木学会年次学術講演会講演概要, 第Ⅲ部, (昭43.10) 349.
- 5) 梶昭治郎, 室達朗, 西田行宏: 第24回土木学会年次学術講演会講演概要, 第Ⅲ部 (昭44.9) 351.
- 6) 佐藤健児編: 金属の摩耗とその対策, 養賢堂 (昭40) 2.
- 7) J. Goddard, H. Wilman: Wear, 5-2 (1962-3/4) 114.
- 8) 小林昭: 精密機械, 20-7 (1954) 245.

第5章 セメント処理砂質土に対する鋼板の摩擦 および摩耗特性に関する実験的考察^{1)~5)}

5.1 概 説

建設機械の掘削作業における掘削刃などの作業部分の土岩による摩耗は激しく、その掘削性能を追究する上で多くの支障をきたしている。とくに軟岩や硬土盤で代表される固結土粒子に対する金属材の摩擦および摩耗機構を解明し、早急に摩耗特性を把握することが重要である。ここでは、この問題に対する基礎的な実験的研究として、固結土粒子に対してセメント処理砂質土を使用し、平面に成形した試料土砂の上を鋼板がある荷重を受けて摺動する場合の摩耗の現象を明確に把握し、鋼板の摩耗量を支配する法則性について究明を行った。

まず、セメント処理砂質土の強度特性について種々の見地より実験的考察を行った。真砂土に、重量比で6%の2種類のセメントを添加した場合の突固め直後の乾燥密度と含水比の関係を明らかにし、その後最適含水比の近傍で突固めた試料土を6日間養生した後24時間水中養生し、ただちに行った圧縮強度試験の結果より、突固め含水比と圧縮強度の関係を求めた。また、同時に吸水率を実測し、セメント処理砂質土の耐摩耗性を評価する一つの基準とした。

つぎに、このセメント処理砂質土を回転式摩耗試験装置の中央回転テーブル上に打設充填し、表面を平滑に成形した後7日間養生した。その上で種々の硬さに熱処理した鋼板を設置し、所定の荷重を載荷して摺動させた場合の摩擦および摩耗試験を実施した。この実験の目的は、すでに前章において述べたいくつかの理論解について実験的考察を行うことであり、鋼板の摩耗量と接触面圧、土粒子の粒度分布および金属硬さとの関係を明らかにし、主として摩耗量を支配する重要な因子である材料間の摩擦係数について、摩耗量との関係を明らかにした。これらの定量的な実験結果にもとづき、固結土粒子の表面を金属材が摺動する場合のひっかけ摩耗の法則性について明らかにするとともに、土粒子の破碎による目づまりの影響について考察した。

5.2 セメント処理砂質土の強度特性⁶⁾

セメント処理土の本来の効用としては、まず土粒子間に十分な接着力を与え、半剛性の骨組をつくることであって、粘着力のない砂質土に対しては見かけの粘着力を与え、材料としての強度と耐久性を増大させることである。この目的に沿ってセメント処理土を作成する際には、その力学的特性におよぼす諸要素の影響について考えねばならない。従来、土の物理化学的性質、セメント含有量、養生法および材令などが重要な要素として研究されてきた。⁷⁾ここでは、砂質土に対するセメント含有量を重量比で6%と規定して材令7日の供試体を作成し、締固め含水比と強度特性の関係を耐摩耗性を評価する一つの基準として究明すべく重点をおいた一連の実験結果について述べる。とくにセメント処理土の強度に関しては、間げき水圧の測定をともなう三軸圧縮試験を行い、強度定数および弾性定数を求めた。

5.2.1 セメント処理土の締固め特性

試料として用いた土は大阪府生駒山より産出する花崗岩の風化した真砂土であり、比重2.678、粒度組成は礫分25%、粗砂分42%、細砂分32%、シルトおよび粘土分1%であり、均等係数は8.0であった。使用したセメントは普通ポルトランドセメントおよび高炉セメントとし、セメントを重量比で6%加えた添加土については、それぞれ比重2.725および2.727をえた。

図-5.1(a),(b)は、4.8mmの標準網ふるいを通過した真砂土に普通ポルトランドセメントおよび高炉セメントをそれぞれ重量比で6%ずつ添加した試料について含水量を調節した後、JISA1210による突固め試験を行った結果である。図より明らかに、突固め曲線は両者ともほぼ同じ含水比で最大乾燥密度を示している。すなわち普通ポルトランドセメント添加土(以下A試料という)では最適含水比12.9%、最大乾燥密度 1.92 g/cm^3 を与え、この点での空気含有量は4.3%であって、それ以上に含水比が高くなっても空気間げき比には大した変化は見られなかった。また、高炉セメント添加土(以下B試料という)についても同様に最適含水比12.5%、最大乾燥密度 1.94 g/cm^3 、空気含有量4.9%がえられている。これらの数値はいずれも突固め直後の状態に関するもので、このほかにセメントの水和作用による含水量の減少を考慮す

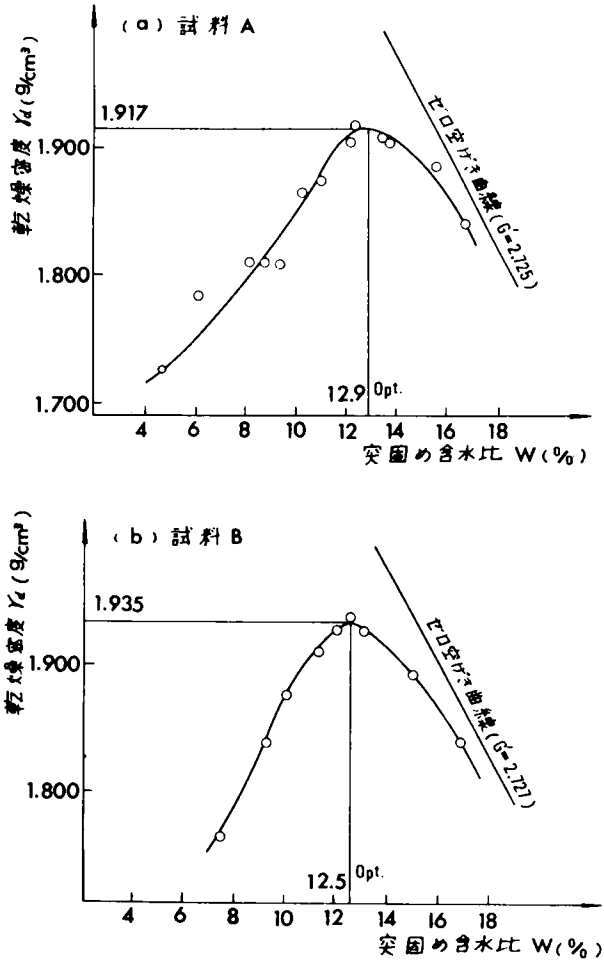


図-5.1 試料土の突固め曲線

る必要がある。この点がセメント添加土の締固め特性が通常の土質のみ場合と異なるところである。セメントの水和に必要な水量は、養生前後の試料をそれぞれ 110°C の乾燥炉に入れて、その含水量の変化として算出したが、その結果セメント量を6%にして7日間養生したものについて、A試料では養生前含水比16.7%のものが養生後には15.0%となり、またB試料では養生前に10.4%のものが養生後には9.2%となった。したがって約1~2%の水分が水和に費やされたものと考えられる。

5.2.2 セメント処理土の養生後の圧縮強度

突固めた試料について、セメントの水和反応が始まらないうちに、直径3.5cm、高さ8cmの寸法をもつ円筒形供試体を切り出した。セメント処理土が最適含水比で締固めるのが最も効果的であるのかを試験するために、含水比としては最適含水比のみならず、それより若干乾燥側と湿潤側のものについて供試体を作成した。供試体は成形後ただちにパラフィンで完全にシールして、温度 $21 \pm 2^\circ\text{C}$ 、相対湿度90%以上に保った恒温恒湿槽で6日間養生し、その後はパラフィンのシールを剥ぎ、供試体頂部まで完全に浸るように24時間水浸させ、合計7日間の養生期間をおいてから圧縮試験を行った。この24時間の水浸養生にさいしては不飽和土中のサクシヨンの影響を考え、各試料の吸水率を定量的に測定した。また、養生後はセメントペーストでキャッピングを行い、圧縮試験における荷重の分布が一樣になるようにした。一軸圧縮試験はひずみ制御型の試験機を用い、ひずみの速さを毎分供試体の初期高さの0.5%に制御して実験を行った。

その結果は、図-5.2(a)、(b)にそれぞれ突固め含水比と強度の関係として示した。図より明らかに、最大圧縮強度は最適含水比より湿潤側のところに存在している。これはセメントの水和反応のために突固め直後の含水比から若干の水分が奪われてしまうためであり、養生後の最大乾燥密度がそれだけ湿潤側へ移行したものと考えられる。このセメントの水和に必要な水量は普通ポルトランドセメントで1.67%、高炉セメントで1.18%と測定された。

また、不飽和土と考えた場合のサクシヨンの影響については、図-5.2(a)、(b)より突固め含水比と吸水率との関係を見ると、吸水率は最大圧縮強度を与える含水比において最小の値を示している。これは突固め時の間引き水圧(負圧)が最大強度を与える含水比で最小値を示すこと⁸⁾と関連させて考察すると、たしかに養生後の最大乾燥密度を与える含水比の試料については毛管圧力は最大となる。したがって吸水の速さはこの点で最大となるが、ここでは空げきが小さいためにただちに飽和してしまい、サクシヨンが消滅する。これより乾燥側の試料については空げきが大きい上、24時間の水浸によって充分飽和吸水することができる。また、逆に湿潤側の試料については前図-5.1(a)、(b)の突固め曲線からわかるように、ゼロ空気容積曲線に接近しているため空気容積の変化が微小であるにもかかわらず、なお吸水率がわずかに増加しているのは、セメント処理土の構造

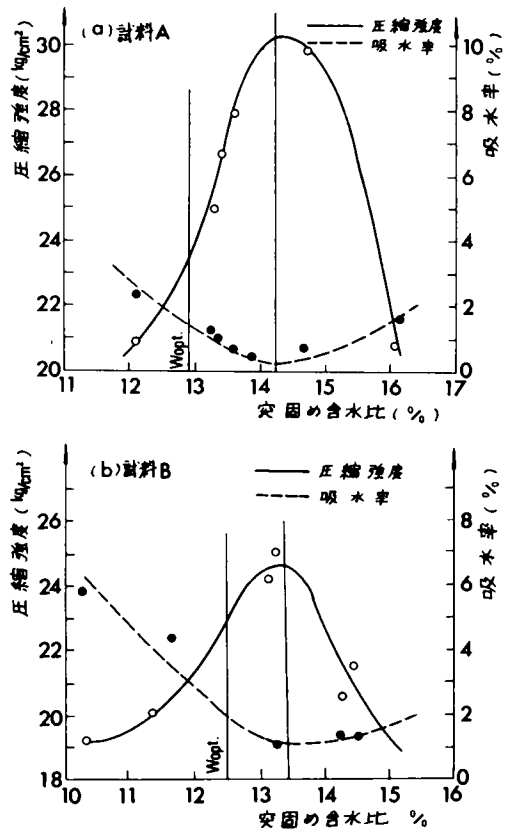


図-5.2 突固め含水比に対する圧縮強度、吸水率の関係

骨格が吸水にともなう膨張などによってゆるい密度に変わったために通水しやすくなったものと考えられる。

なお、A、B 両試料の最大圧縮強度としては、それぞれ 30 kg/cm^2 および 25 kg/cm^2 がえられた。

5.2.3 三軸圧縮試験によるセメント処理土のせん断強度および弾性的性質の決定

三軸圧縮試験用の供試体の作成方法、成型および養生については、前述した一軸圧縮試験の場合と全く同様に行った。供試体は、同一含水比で突固めたものを少なくとも3個ずつ作成し、圧縮室の側圧を1.0、2.0および 3.0 kg/cm^2 の3通りに変化させてセメント処理土のせん断強度と弾性的性質について試験を行った。

供試体のせん断にはひずみ制御型の三軸圧縮試験機を用い、ひずみの速さを毎分供試体初期高さ(8cm)の0.5%に制御して非排水せん断を行い、せん断中の供試体内部の間げき水圧を底部ポラスストーンを通じて、いわゆる no-flow 方式で測定した。実施した試験はすべて養生後の試料に吸水させ、含水比を突固め時より増加させ飽和状態において行った非排水せん断試験であり、その結果を表-5.1にA試料を、表-5.2にB試料を示した。

表-5.1 三軸圧縮試験の結果(試料A)

種 別	No.	締固め含水比 w (%)	乾燥密度 γ_d (g/cm^3)	飽和度 S_r (%)	側 圧 σ_3 (kg/cm^2)	最大主応力差 ($\sigma_1 - \sigma_3$) (kg/cm^2)
I	1	8.5	1.84	48.1	1.0	20.9
	2				2.0	29.0
II	3	12.3	1.87	73.5	1.0	24.6
	4				2.0	32.4
	5				3.0	42.4
III	6	13.6	1.94	90.7	1.0	29.9
	7				2.0	34.0
IV	8	13.9	1.91	96.7	1.0	25.6
	9				2.0	33.3
	10				3.0	39.0
V	11	16.1	1.85	91.6	1.0	24.6
	12				2.0	26.9
	13				3.0	31.1

表-5.2 三軸圧縮試験の結果(試料B)

種別	No.	締固め含水比 w (%)	乾燥密度 γ_d (g/cm^3)	飽和度 S_r (%)	側圧 σ_3 (kg/cm^2)	最大主応力差 ($\sigma_1 - \sigma_3$) (kg/cm^2)
I	1	11.9	—	—	1.0	17.8
	2				2.0	32.6
	3				3.0	40.5
II	4	12.1	1.83	67.2	1.0	32.1
	5				2.0	41.4
	6				3.0	54.5
III	7	12.4	1.82	67.1	1.0	34.6
	8				2.0	43.6
	9				3.0	47.5
IV	10	14.8	1.82	81.3	1.0	32.9
	11				2.0	45.7
	12				3.0	46.7
V	13	15.0	1.79	78.9	1.0	45.2
	14				2.0	45.3
	15				3.0	49.3

図-5.3(a), (b)は, A, B両試料について, せん断時の主応力差と軸方向ひずみの関係および間げき水圧と軸方向ひずみの関係をそれぞれ対応させて示した。せん断にともなって発生する間げき水圧の一般的な挙動としては, せん断開始とともに間げき水圧は増大し, ほどなく一定値に達してその状態をしばらく持続した後, やがて減少しはじめる。そして破壊時, すなわち最大主応力差に対するひずみ量においては, 間げき水圧はおおむね負圧となる。また, 図-5.4から明らかに, 供試体の突固め時の含水比, したがって飽和度が大きいほど最大間げき水圧は大きい, その最大値は $\sigma_3 = 3.0 \text{ kg/cm}^2$ の側圧に対して $u_{d,max} = 1.25 \text{ kg/cm}^2$ の値を示している。前図-5.3から明らかなように, 同一含水比の土については側圧が高くなるほど間げき水圧が大きくなる。せん断が進行するにつれて, 一時一定であった間げき水圧が減少しはじめ, 破壊

(a) 試料 A

$$N \begin{cases} S_r = 96.7 \% \\ w = 13.9 \% \end{cases}$$

(b) 試料 B

$$V \begin{cases} S_r = 78.9 \% \\ w = 15.0 \% \end{cases}$$

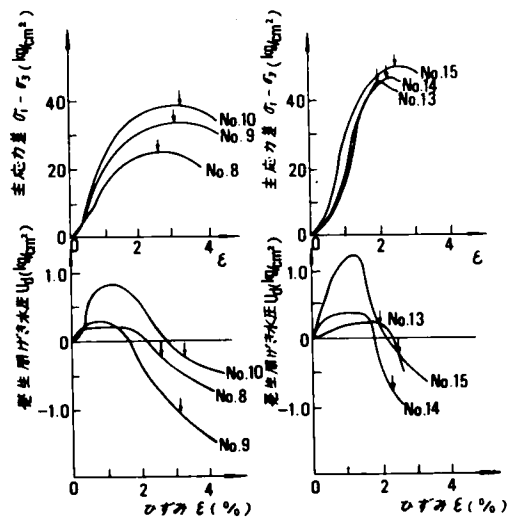


図-5.3 三軸圧縮試験による応力-ひずみ曲線と間げき水圧-ひずみ曲線

時に負の値をとるという現象が共通してみられる点は、締固めによって得られるような過圧密の不飽和土では、実際には吸水によって飽和状態としたにも拘らず、主応力差の変化を受けて形状変化をする間に、含水比の変化を伴わないで容積変化が生ずるというダイレイタンスー特性があるためである。⁹⁾

図-5.5(a-1)・(b-1)に前表-5.1, 5.2に示した一連の三軸圧縮試験における応力-ひずみ曲線の二, 三の例を示してある。セメント処理砂質土の弾性的性質としては、最大乾燥密度を与えるような含水比で締固めた材料が最も大きい弾性係数を持ち、含水比の変化によっても弾性係数が小さくなる傾向がある。

また含水比を一定にして側圧を変化させる一連の試験においては、前図-5.3において明らかなように、側圧の増加とともに応力-ひずみ曲線の勾配が急になり、大きいひずみで破壊が生ずるという傾向がわずかにみられる。

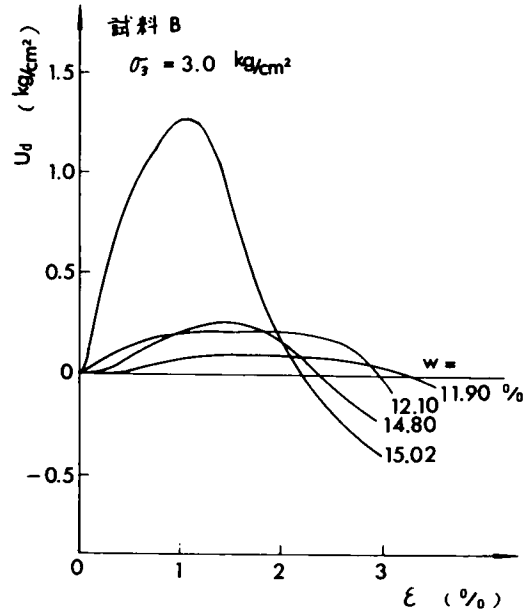
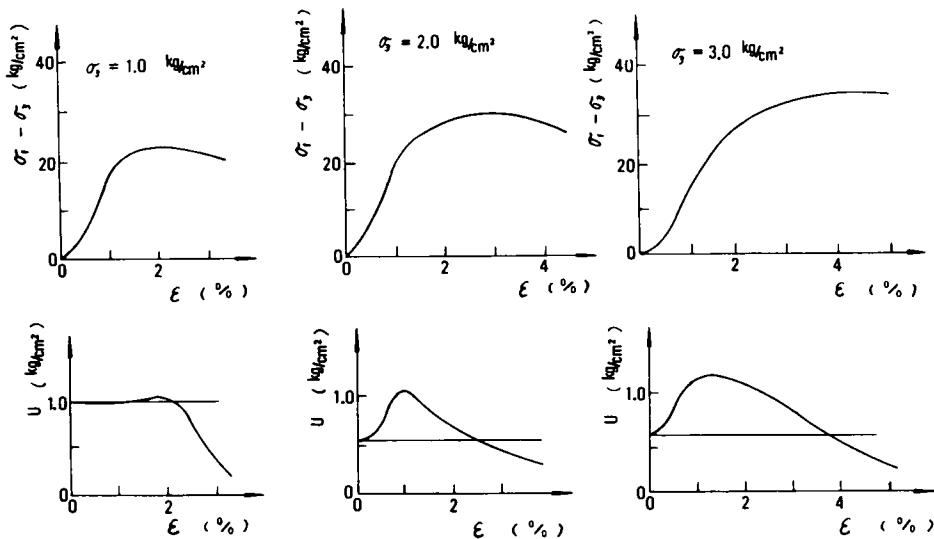
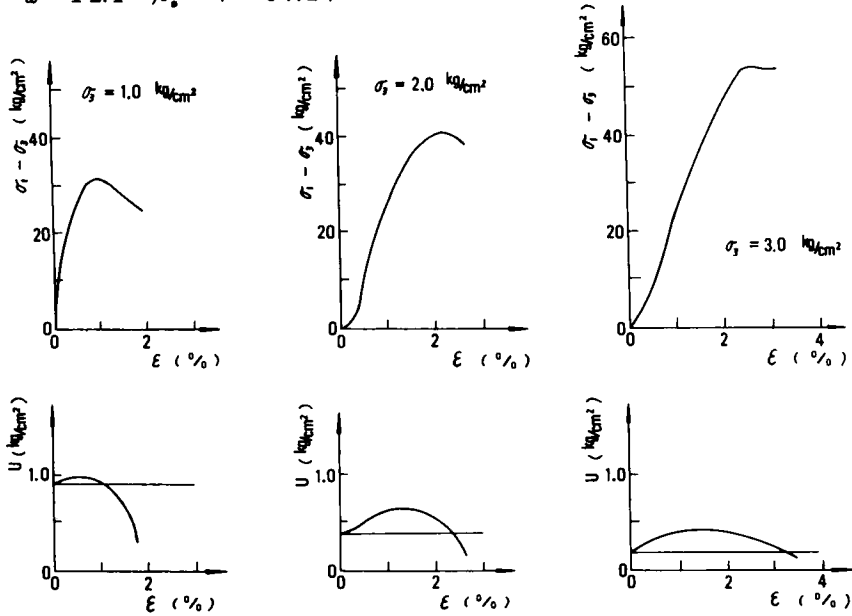


図-5.4 三軸圧縮試験による間げき水圧-ひずみ曲線

(a-1) 試料A-Ⅲ 軸差応力 ($\sigma_1 - \sigma_3$) および間げき水圧 u とひずみ ϵ との関係
 $w = 13.6\%$, $S_r = 90.7\%$



(b-1) 試料B-II 軸差応力 ($\sigma_1 - \sigma_3$) および間げき水圧 u とひずみ ϵ との関係
 $w = 12.1\%$, $S_r = 67.2\%$



(a-2) 試料A-III
 モールの応力円

(b-2) 試料B-II モールの応力円

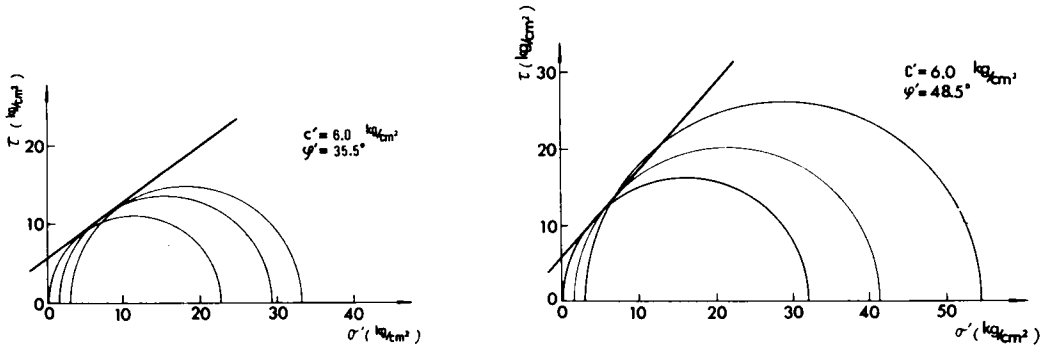


図-5.5 三軸圧縮試験結果

実験に用いた測圧の範囲では供試体の弾性係数は、A試料で約 $1,500 \text{ kg/cm}^2$ ないし $2,500 \text{ kg/cm}^2$ 、B試料で $3,500 \text{ kg/cm}^2$ ないし $4,500 \text{ kg/cm}^2$ であった。この際の弾性係数としては、供試体の極限強度の10%と40%の間における応力-ひずみ曲線の割線係数をとった。なお、供試体には破壊と同時に明確なせん断面が認められ、典型的なせん断すべりを生じた。写真-5.1にみるように、すべり面は最大主応力面(水平面)と 50° ないし 70° の傾きをなしている。

最後に、表-5.1、5.2の各シリーズの試験結果を有効応力で整理してモールの破壊応力円を描いた二、三の例を 図-5.5(a-2)、(b-2)に示した。なお、これらの図には各側圧に対する全間げき水

圧 $u = u_a + u_d$ を縦軸にとった場合の
 げき水圧-ひずみ曲線をも付記した。
 いま、破壊包絡線を直線とみなしてク
 ローンの式を適用し、セメント処理砂
 質土の c' と φ' を求めると、表-5.3に
 示す値をえた。

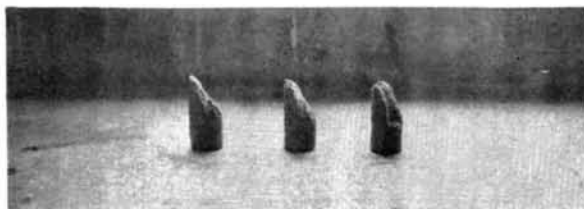


写真-5.1 せん断破壊後の供試体

表-5.3 供試体の強度定数

試料種別	締固め含水比 w (%)	粘着力 c' (kg/cm^2)	内部摩擦角 φ' (度)	
A	I	8.5	3.0	47.0
	II	12.3	7.0	40.0
	III	13.6	6.0	35.5
	IV	13.9	4.6	45.0
	V	16.1	6.3	31.5
B	I	11.9	6.5	37.8
	II	12.1	6.0	48.5
	III	12.4	5.0	53.5
	IV	14.8	6.2	45.5
	V	15.0	13.0	26.6

セメント処理土の内部摩擦角は、一般に一定のセメント含有量および材令に対しては不変であると
 考えられているが、この表によると締固め時の含水比によって相当変化し、この実験に用いた含水量
 の範囲では、 $\varphi' = 30^\circ \sim 50^\circ$ である。また、粘着力 c' は7日養生後においておよそ $3 \text{ kg}/\text{cm}^2$ から 13
 kg/cm^2 まで変化する。これらは、締固め時の含水量およびセメントの水和作用の差によるものであ
 ると考えられる。

5.3 摩擦係数および摩耗量の実測

5.3.1 実験装置およびその方法

高面圧に対する摩擦および摩耗試験を行うために、第2章において詳述した回転式摩耗試験装置を
 使用した。写真-5.2にこの装置の全景を示したが、この場合、中央部に位置した回転テーブル上
 において実験を行うものである。この回転テーブルは、直径 $1,800 \text{ mm}$ 、厚さ 50 mm の鋼製回転板で
 あり、20PSまたは5PSの無段変速機付モータによって駆動され、 $1.6 \sim 75.7 \text{ cm}/\text{sec}$ の周速度
 (摩擦速度) がえられる。この鋼製回転板上に円環状型わくを設置し、この中に滋賀県琵琶湖湖底よ
 り採取した硬質の砂質土に普通ポルトランドセメントを重量比で6%加え、その添加土の最適含水比
 より2.0%増加させた含水状態で混合し充てん打設した。

この含水比は、前節において述べたセメント処理土の強度特性に関する基礎的な実験結果より、最も強度を増大させるために選定したものである。試料はその表面を平滑にし、7日間養生した。その後、自然乾燥させて固結土粒子として試験に供した。その上に、種々の硬さをもつ鋼板の摩耗試験片を固定させ、種々の載荷圧に対して回転テーブルとともに回転する固結土粒子と摺動させることによって摩擦および摩耗試験を行った。

図-5.6に示したように、摩耗試験片取り付け枠組は摩耗試験時の固結土粒子と試験片である鋼板との間の摩擦抵抗を測定するために、一端をヒンジ支点とし、他端を1トン用引張計に連結して2個の摩擦抵抗力の反力を取り直接オシログラフに自記させる構造とした。試験片は回転板中央から等距離に設置し、同時載荷によって同じ面圧がえられるように、回転板下部において図に示すような載荷装置を組立て、載荷比1.4倍のレバーを通して、回転板上の試験片に最大約1トン(10 kg/cm²)まで載荷した。

試験片は硬さによる影響を知るために、炭素鋼板(一般構造用圧延鋼材)に種々の熱処理を施して硬さを変化させたもので、それぞれについてビッカース硬さ試験を行った。表-5.4に鋼板のビッカース硬さおよび組成を示してある。鋼板は7.0 mm × 7.7 mm × 1 mmの長方形板であり、その摩擦量の測定には面圧10 kg/cm²にいたる各面圧に対して、鋼板が8.0 m移動した場合の摩耗損料として、直接鋼板の重量変化を実測した。天秤は秤量200グラム、感量1ミリグラムの直示天秤を使用し、摩耗量は数百ミリグラムの大きさで測定を行った。

試料土は滋賀県琵琶湖湖底から採取した硬質の砂粒子からなり、その粒径加積曲線は図-5.7に示すとおりである。いま、通過百分率が50パーセントに達する土粒子の粒径を平均粒径とし、その平

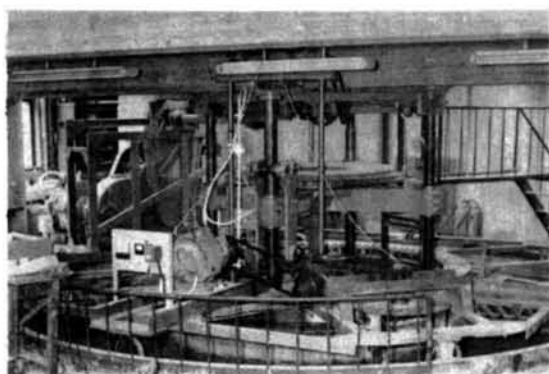


写真-5.2 回転式摩耗試験装置

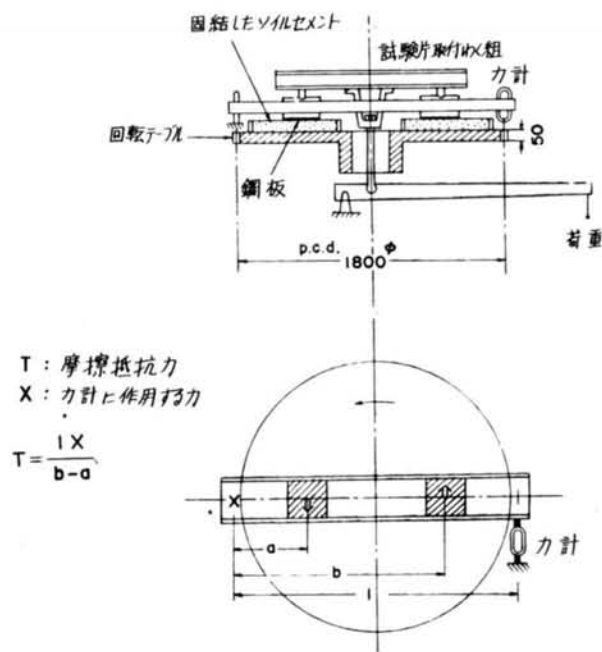


図-5.6 摩擦および摩耗試験機概略図

表-5.4 鋼板のビッカース硬さおよび組成

$H_V = 1.8544 P/d^2$ (kg/mm ²)		
P = 30 (kg)		
試料	平均圧痕対角線長 d (μ)	ビッカース硬さ H _V
未処理鋼板	564	175
熱処理鋼板 I	397	353
〃 II	320	543
〃 III	249	897
鋼板の組成 C : 0.3~0.4%, Si : <0.3%, M _n : 0.6~0.8% S : <0.06%, P : <0.06%		

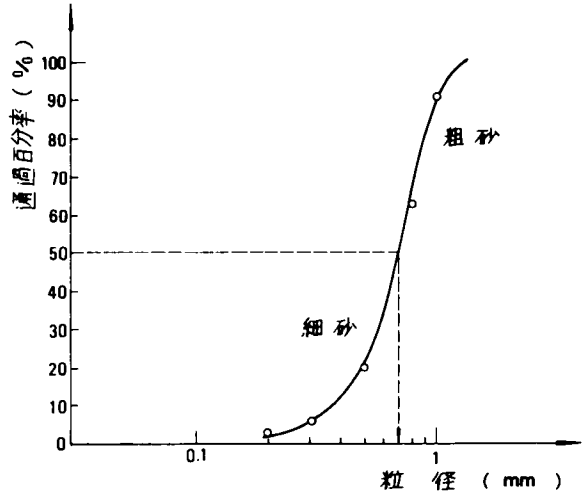


図-5.7 試料土の粒径加積曲線

均粒径より大なる粒径をもつ砂粒子を粗砂、小なる粒径をもつ砂粒子を細砂としてふるいによって分離することが可能である。なお、この砂質土の平均粒径は 0.7 mm で、標準偏差 1.55 の対数正規分布をなしている。後の計算に便利なように、粒径加積曲線の通過百分率を 40 等分する土粒子の中心粒径をそれぞれ a_1, a_2, \dots, a_{40} ($a_1 > a_2 > \dots > a_{40}$) として計算した結果を表-5.5 に示した。

表-5.5 試料土の粒度分布

粒度偏差 $\sigma = 1.55$ (対数正規分布)

平均粒径 $m = 0.70 \text{ mm}$

粗砂			
a_1	1.86950	a_2	1.52752
a_3	1.37118	a_4	1.26835
a_5	1.19125	a_6	1.12956
a_7	1.07750	a_8	1.03105
a_9	0.99304	a_{10}	0.95740
a_{11}	0.92486	a_{12}	0.89494
a_{13}	0.86724	a_{14}	0.84117
a_{15}	0.81790	a_{16}	0.79340
a_{17}	0.77120	a_{18}	0.74993
a_{19}	0.72947	a_{20}	0.70965
細砂			
a_{21}	0.69048	a_{22}	0.67171
a_{23}	0.65338	a_{24}	0.63537
a_{25}	0.61760	a_{26}	0.59910
a_{27}	0.58252	a_{28}	0.56501
a_{29}	0.54752	a_{30}	0.52981
a_{31}	0.51180	a_{32}	0.49343
a_{33}	0.47453	a_{34}	0.45475
a_{35}	0.43380	a_{36}	0.41133
a_{37}	0.38633	a_{38}	0.35735
a_{39}	0.32078	a_{40}	0.26210

(単位: mm)

5.3.2 摩擦係数と摩耗量との関係

ここで、セメント処理砂質土を作成する試料土は、細砂、粗砂と区別することなくすべての粒径を包含するものとした。まず、表-5.4に示した未処理鋼板について、鋼板の摩耗量と摩擦速度の関係について試験した。

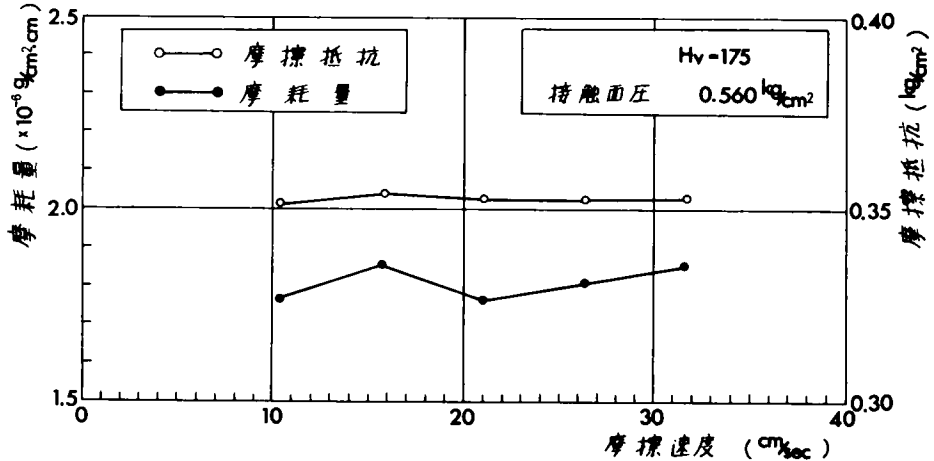


図-5.8 摩耗量および摩擦抵抗の速度による影響

その一例として接触面圧 0.560 kg/cm^2 を与えた場合について、図-5.8に示す結果をえたが、鋼板の摩耗量は $10 \sim 30 \text{ cm/sec}$ の摩擦速度の範囲ではほとんど変化しないことが判明した。これは、この場合に同時に測定した摩擦抵抗が、同図に示したように不変であること、および第3章図-3.7の諸結果からも裏付けられる。したがって、以下の実験においては鋼板の摩擦速度を 10 cm/sec として一定に保持した。

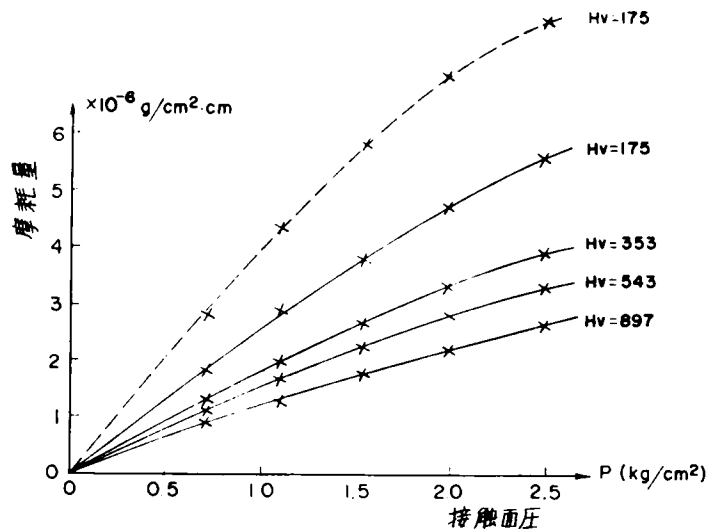


図-5.9 鋼板の硬さに対する摩耗量と接触面圧との関係

各試験片に対する摩耗量と接触面圧との関係については図-5.9に示すとおりであり、摩耗量は鋼板が単位距離移動する場合の単位面積あたりの摩耗減量として表わし、それぞれ12回の測定値の平均値として示したものである。この際、測定値のばらつきは平均減量±5パーセントであったが、図から

明らかなように、一定の接触面圧に対しては鋼板の硬さが増加とともに摩耗量は減少しておりまた、接触面圧の増加とともに摩耗量の増加率は減少していくことが判明した。これを両対数紙上に記入すると、図-5.10のようにいずれの場合にも傾斜は一定となるから、摩耗量 M_a と接触面圧 p との間に次式で示す関係がえられた。

$$M_a = K_a p^{0.84} \text{-----} (5.1)$$

ここに、 K_a は摩擦係数の大きさによって変化する定数である。

一方、摩耗試験と同時に測定した摩擦抵抗については、図-5.11に示したように、摩擦抵抗は接触面圧の増加とともに正比例して増大するから、接触面圧に対して直線式で表わすことができる。また、鋼板の硬さの増加とともにその摩擦係数はわずかに減少している。いずれの場合にもこれらの直線が原点をわずかにそれるのは、セメント処理砂質土上を鋼板が通過する

際、土粒子の破碎にともなって発生する細粒子による目づまりのために、土粒子によるひっかき作用以外にある程度の付着力が作用するためと考えられる。目づまりによる影響を知るために、破碎粒子を除去し、つねに新鮮な試料土上を鋼板が摺動する状態にして同じ試験を行った結果、前図-5.9、5.10および5.11の破線で示すとおり、摩擦抵抗は原点を通る直線となり、かつ摩擦係数は増大する。また、摩耗量もひっかき作用の増大とともに増加するが、この場合にもやはり接触面圧の増加とともに摩耗量の増加率は同じ割合で減少しており、摩耗量は接触面圧の0.84乗に比例していることが判明した。

つぎに、これらの摩擦係数および摩耗量と接触面圧との関係から、一定の接触面圧に対する摩擦係

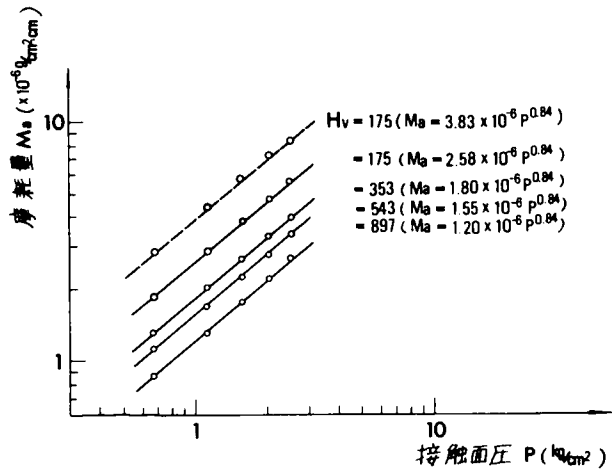


図-5.10 鋼板の硬さに対する摩耗量と接触面圧との関係

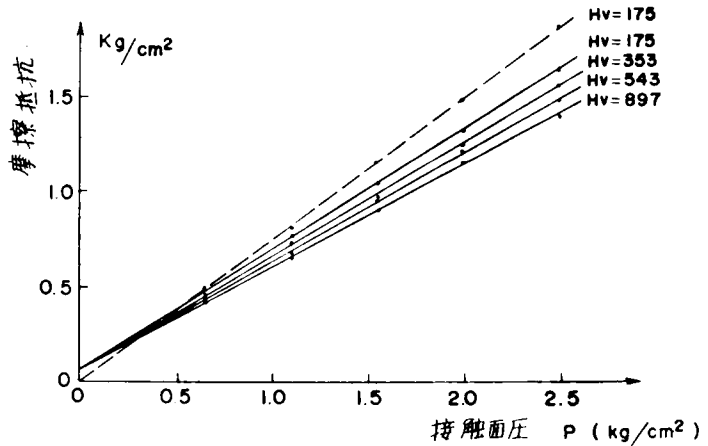


図-5.11 鋼板の硬さに対する摩擦抵抗と接触面圧との関係

と摩耗量との関係を示すと、図-5.1 2(a)のようになり、いずれの接触面圧に対しても摩耗量 M_a は摩擦係数 μ_a に対して放物線的に増大し、 $\mu_a = \mu_0$ (この場合 $\mu_0 = 0.25$)において摩耗量はゼロとなっている。さらに、 μ_0 より小さい摩擦係数に対しては、すでに土粒子のひっかき作用による摩擦抵抗は消滅しているから、摩耗はほとんど発生しないものと考えられる。

摩耗量 M_a と摩擦係数間の差 $(\mu_a - \mu_0)$ との関係を両対数紙上にとると、図-5.1 2(b)に示したように、いずれの接触面圧に対しても直線となり、 M_a は $(\mu_a - \mu_0)$ の約3.1乗に比例することが判明した。したがって、接触面圧 p が与えられた場合に摩耗量 M_a と摩擦係数 μ_a の間には次式が成立する。

$$M_a = K'_a (\mu_a - \mu_0)^{3.1} \quad (5.2)$$

式(5.1)、(5.2)を合成して、一般に摩耗量 M_a と摩擦係数 μ_a および接触面圧 p の間には、実験式としてつぎのような関係式をたてることができる。

$$M_a = K''_a (\mu_a - \mu_0)^{3.1} p^{0.84} \quad (5.3)$$

ここに、 K''_a は金属の特性および実験の諸条件によって定まる定数である。

5.3.3 粒度分布と摩擦および摩耗との関係

ここでは、固結土粒子の粒度分布の差異による摩擦および摩耗に及ぼす影響について試験を行うために、与えられた試料土をその平均粒径を境としてふるい分け、細砂および粗砂としてそれぞれ別個にセメント処理砂質土を作成し試料土として試験に供した。

粒度分布の相違によって、鋼板との摩擦係数および鋼板の摩耗量がどの程度変化するかについて実

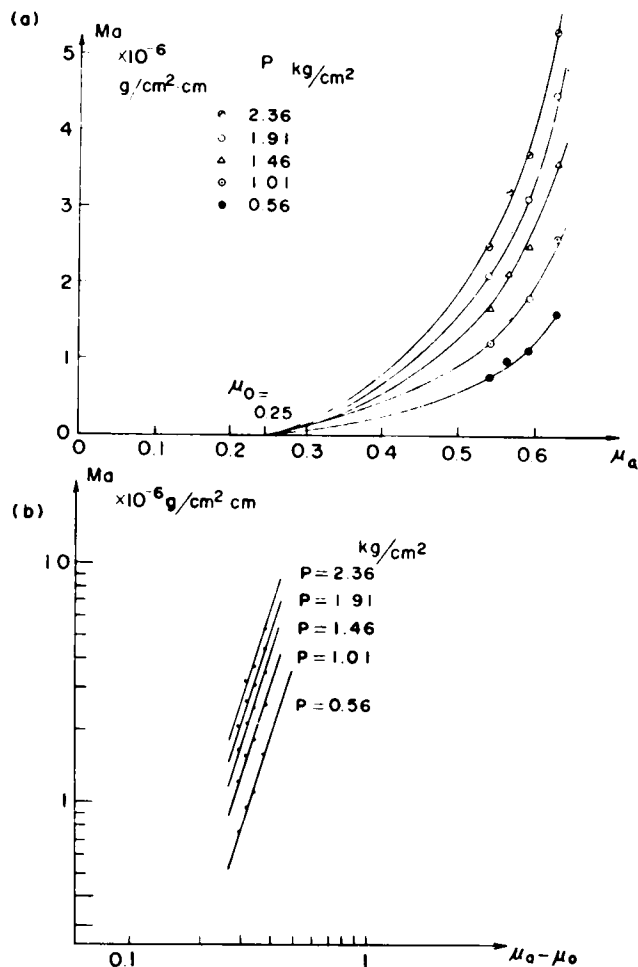


図-5.1 2 摩擦係数と摩耗量との関係

測するために、ピッカース硬さが175の鋼板についてのみ実験を行った。

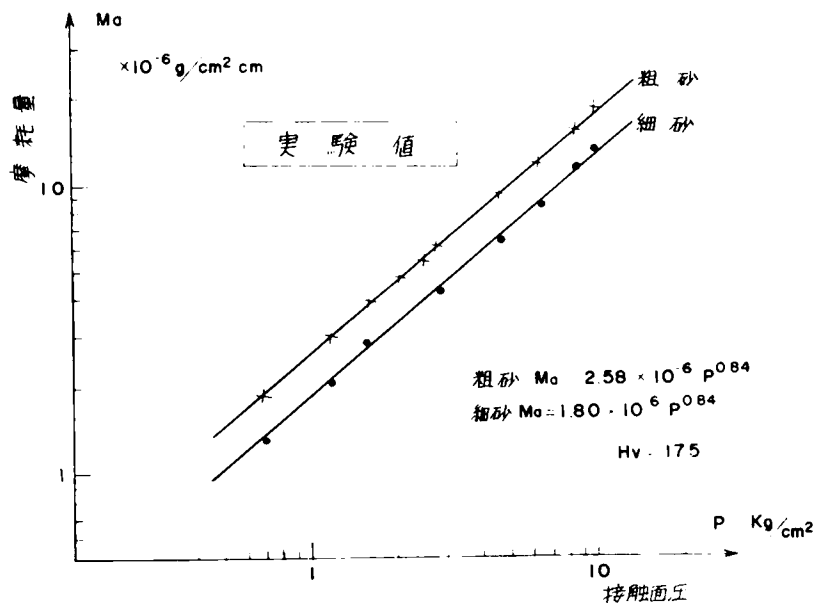


図-5.1.3 粗砂および細砂に対する接触面圧と摩耗量の関係

図-5.1.3に示したのは、 $10\text{kg}/\text{cm}^2$ までの接触面圧に対する摩耗量の変化を粗砂および細砂についてプロットしたものである。いずれもその摩耗量は接触面圧の0.84乗に比例して増大するが、その絶対量は粗砂の方が大である。一

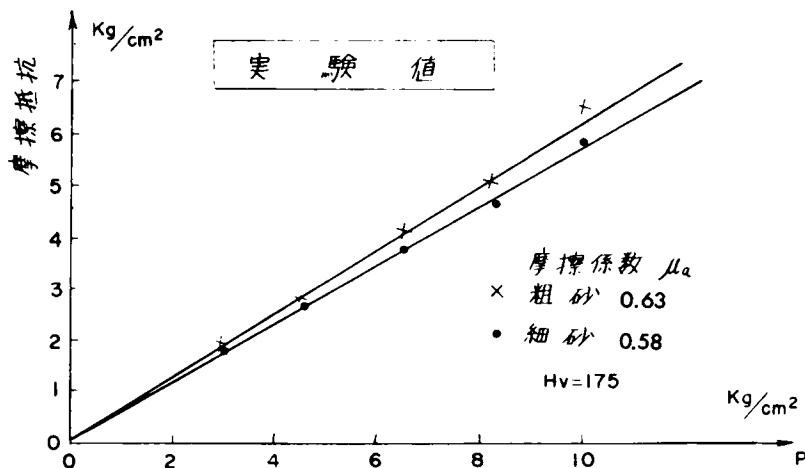


図-5.1.4 粗砂および細砂に対する摩擦係数

方、図-5.1.4は、摩擦抵抗と接触面圧との関係であり、いずれも直線で近似することができる。この直線の勾配を摩擦係数とすると、見かけ上粗砂の方が細砂より大きい。一般にこのような差が生じるのは、固結した土粒子と破碎した遊離土粒子片からなる目づまり部分とに作用する荷重の分担率が粗砂と細砂では異なるためであると考えられる。

5.4 実験結果とその考察

5.4.1 鋼板とセメント処理砂質土との間の摩擦係数

土粒子の形状およびその先端における頂角などについては、試料土の粒度分布が与えられた場合にも個々の土粒子に対して千差万別であり、これらの値をそれぞれ実測することは非常に困難である。いま仮に土粒子の先端の形状は正四角錐であるとする、試料土の平均対面角は、前章においてすでに述べた種々の対面角を有する単粒子によるひっかき試験から求めた係数 μ' と破碎粒子による目づまりがない場合の金属と固結土粒子との間の摩擦係数 μ_t が一致する場合の対面角に相当すると考えてよい。すなわち、前節5.3.2において破碎粒子による目づまりがない場合の摩擦係数 μ_t は0.74であり、図-5.15に示すように、同じ金属について行われた2種類の対面角を有するダイヤモンド圧子によるひっかき試験で求めた係数 μ' とを比較すると、試料土の平均対面角は 112° であると推定される。

したがって、ビッカース硬さの異なる他の金属との摩擦係数も破碎粒子による目づまりが発生しないと仮定して、理論的に上記平均対面角に対して算定することができる。その結果は μ_t として実測摩擦係数 μ_a と対比させて表-5.6に示した。

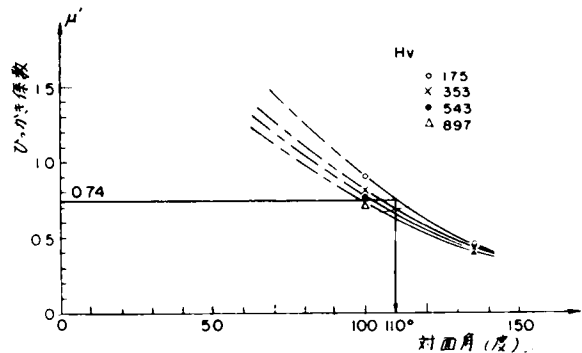


図-5.15 ダイヤモンド圧子の対面角ひっかき係数 μ の関係

表-5.6 荷重分担率 f の算定

H _v	μ_t	$\mu_t - 0.25$	μ_a	$\mu_a - 0.25$	f (%)
175	0.740	0.490	0.630	0.380	0.776
353	0.678	0.428	0.586	0.336	0.785
543	0.650	0.400	0.566	0.316	0.790
897	0.613	0.363	0.541	0.291	0.802

この計算値 μ_t と実測値 μ_a とが絶対量において異なるのは、破碎粒子による目づまりによって荷重分担率に差を生ずるためである。すなわち、固結土粒子と鋼板との接触面圧 p のうち fp は固結土粒子で受けもち、残りの $(1-f)p$ は鋼板の通過によって破碎した土粒子が固結土粒子間に堆積し目づまりをおこした部分によって受けもたれているとする。また実験値から求めた摩擦係数 μ_a は、目づまりがないとして計算した摩擦係数 μ_t および破碎粒子と金属板との間の摩擦係数 μ_c を合成したものであると考えると次式が成立する。

$$\mu_a p A = f \cdot \mu_t p A + (1-f) \mu_0 p A$$

ここに、Aは鋼板の面積である。したがって、

$$\mu_a = f \mu_t + (1-f) \mu_0 \quad (5.4)$$

また、荷重分担率fについては

$$f = (\mu_a - \mu_0) / (\mu_t - \mu_0) \quad (5.5)$$

によって計算される。

見かけの摩擦係数 μ_a は、荷重分担率fの大小によって定められるが、fの大きさを理論的に算出することは困難であり、現段階においては計算値と実測値とから間接的に求めざるをえない。

5.4.2 摩耗量と接触面圧との関係

固結砂質土に対する金属の摩耗量は、すでに前章の理論解において述べたように、金属面への土粒子貫入量によって算定することができる。ただし、前式(4.12)において $k=0.6$ 、 $\theta=110^\circ$ として計算した。表-5.7は、

表-5.7 粗砂に対する金属の接触面圧と摩耗量との関係

土粒子貫入量 α_1 (cm)	接触面圧 $P = \sum_i n_i N_i$ kg/cm^2				金属摩耗量 M_t $g/cm^2 \cdot cm$
	$H_v = 175$	$H_v = 353$	$H_v = 543$	$H_v = 897$	
1.79×10^{-3}	15	20	36	77	3.91×10^{-5}
3.01	55	110	172	286	11.57
3.96	116	232	359	600	21.68
4.79	210	420	658	1009	32.83

前述した試料砂質土について、硬さ H_v の異なる鋼板に対する土粒子貫入量について、接触面圧pおよび摩耗量 M_t を計算した結果である。ただし、 M_t は前式(4.24)において $K=1$ 、 $\theta'=130^\circ$ として計算した値である。また、図-5.16は、接触面圧と摩耗量の関係を両対数紙上に描いたものである。この図から明らかなように、鋼板の硬さにかかわらず、固結砂質土に対する金属の摩耗量は、接触面圧の0.84乗に比例して増加することが理論的な計算によって裏付けられた。摩耗の絶対量は計算値と実測値とは異なるが、この差は破碎粒子の目づまりに起因すると考えられる。

すなわち、土粒子による金属の摩耗は、固結土粒子との接触面圧fpによって発生し、破碎粒子で目づまりした部分によっては発生しないと考える。上述したように、目づまりがないとして計算した摩耗量を M_t とすると一般に次式が成立する。

$$M_t = K_t p^{0.84} \quad (5.6)$$

上式において、目づまりを考慮した場合の摩耗量 M'_t を計算するには、 p の代りに $f p$ を代入すればよい。したがって

$$\begin{aligned} M'_t &= K_t (f p)^{0.84} \\ &= f^{0.84} M_t \end{aligned} \quad (5.7)$$

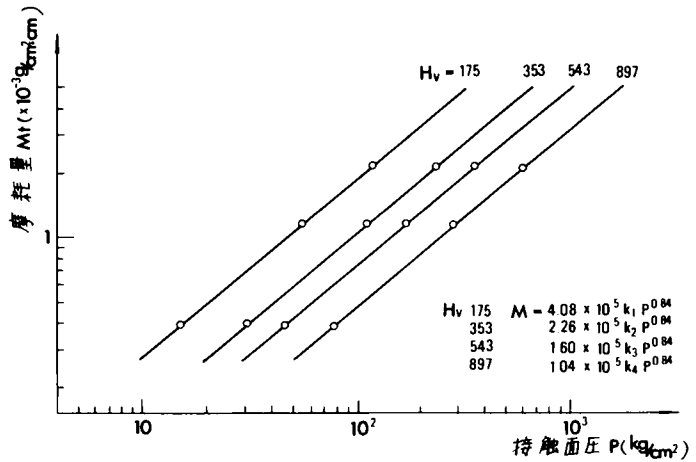


図-5.16 理論式から求めた摩耗量と接触面圧との関係

となる。なお、実測した摩耗量 M_a は目づまりによる荷重分担率の影響を受けるだけでなく、鋼板の移動中において土粒子の破碎や土粒子相互の結合力の消滅などによって鋼板に与える摩耗痕跡の分布が異なるために、式(5.7)で求めた M'_t にある係数 K'_t を乗じたものとして考えるのが妥当である。

$$M_a = K'_t M'_t = K'_t f^{0.84} M_t \quad (5.8)$$

5.4.3 摩擦係数と摩耗量との関係

鋼板の硬さが種々異なる場合について、鋼板と固結した試料土砂との間の摩擦係数および摩耗量を実測した結果、両者の間には前式(5.3)で表わされる実験式がなりたつことが判明した。ここではこの実験式の妥当性について、計算で求めた摩擦係数および摩耗量から種々の検討を行った。

まず、目づまりがないとして計算した摩擦係数と摩耗量の関係を両対数紙上に記入すると、図-5.17において白丸印で示したように直線とはならないが、これらの関係が直線となるように摩擦係数からある値を差し引いて記入する。この値は試算によって求めるが、 $\mu_0 = 0.25$ において直線となり、実験式における金属と破碎粒子との摩擦係数 μ_0 と一致した。

すなわち

$$M_t = K_0 (\mu_t - \mu_0)^x \quad (5.9)$$

とおくと、 $x \doteq 4.70$ であった。

つぎに、目づまりがある場合の実測摩耗量 M_a と実測摩擦係数 μ_a との関係を求める。前述したように、 M_a は式(5.8)を変形して

$$M_a = K_0 K'_t f^{0.84} (\mu_t - \mu_0)^x \quad (5.10)$$

μ_t	$\mu_t - 0.25$	M_t
0.740	0.490	4.08×10^{-6}
0.678	0.428	2.26
0.650	0.400	1.60
0.613	0.363	1.04

$\mu_a - 0.25$	f
0.380	0.776
0.336	0.785
0.316	0.790
0.291	0.802

$\mu_a - 0.25$	K'_t
0.380	0.0783
0.336	0.0976
0.316	0.1181
0.291	0.1389

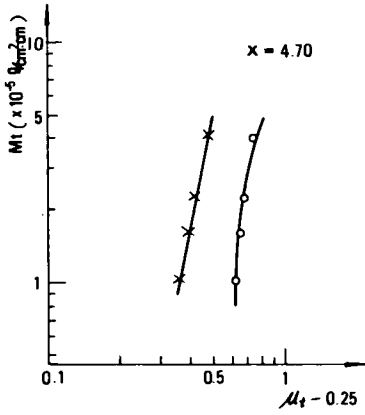


図-5.17 M_t と $\mu_t - \mu_0$ との関係

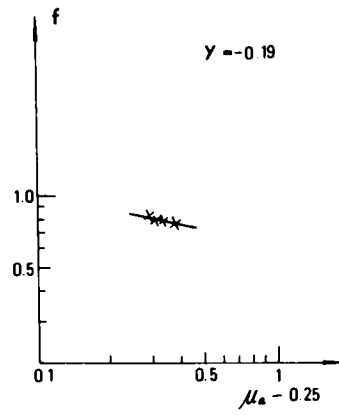


図-5.18 f と $\mu_a - \mu_0$ との関係

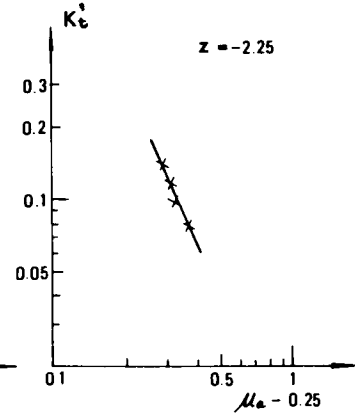


図-5.19 K'_t と $\mu_a - \mu_0$ との関係

一方、式(5.5)から

$$\mu_a - \mu_0 = f \cdot (\mu_t - \mu_0)$$

また、荷重分担率 f と $(\mu_a - \mu_0)$ を両対数紙上に記入すると、図-5.18に示したように直線となるから

$$f = K'_0 (\mu_a - \mu_0)^y$$

と表わす。この場合、 $y \doteq -0.19$ である。

さらに、 M_a と M'_t との比である K'_t も、摩擦係数の差 $(\mu_a - \mu_0)$ によって変化し、両対数紙上に記入すると図-5.19に示すように一直線上にあり、

$$K'_t = K''_0 (\mu_a - \mu_0)^z$$

と表わすことができる。この場合、 $z \doteq -2.25$ である。したがって、式(5.10)を変形して

$$M_a = K_b (\mu_a - \mu_0)^{x - xy + 0.84y + z} \quad (5.11)$$

となる。この場合

$$x - xy + 0.84y + z \doteq 3.1$$

となり、実験式として求めた指数と一致した。

なお、上式は固結土粒子と鋼板との接触面圧 1.0 kg/cm^2 であるとして解いたものであり、接触面圧

が変化する場合には、一般に次式が成立する。実測摩耗量 M_a は

$$M_a = K_b (\mu_a - \mu_0)^{3.1} p^{0.84} \quad (5.12)$$

となり、前出の実験式(5.3)と同じ結果となり、その妥当性が実証されたのである。

なお、金属のビッカース硬さと摩耗量の関係については、図-5.20に示すように、理論値および実測値において、ともに金属硬さの低下とともに摩耗量が著しく増加することが判明した。

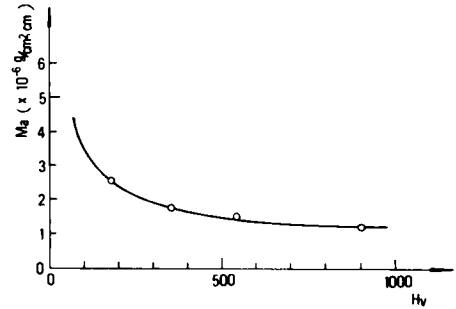


図-5.20 金属のビッカース硬さと摩耗量 M_a との関係

5.4.4 粒度分布と摩擦係数および摩耗量との関係

すでに、前章で述べたひっかき試験の結果から、一
 破碎粒子による目づまりがなく、金属の硬さが一
 定である場合には、土粒子の粒度の差、すなわち
 粗砂と細砂の間では、鋼板と固結砂質土との摩擦係数は変化しないと考えられる。しかし、実際上は粗砂の摩擦係数が細砂の摩擦係数よりはるかに大きいのは、破碎粒子による目づまりのために、粗砂と細砂とはその荷重分担率に差が生ずるためであると考えられる。

表-5.8は、摩擦係数について計算値と実測値との比較を行い、粗砂と細砂についてそれぞれの荷重分担率を算定したものである。

表-5.8 粗砂と細砂に対する f の計算

試料	摩擦係数		荷重分担率
	計算値	実測値	f (%)
粗砂	0.74	0.63	0.776
細砂	0.74	0.58	0.673

また、摩耗量について、それぞれの粒度分布に対して前式(4.2.4)で計算した結果を図-5.21に示した。鋼板の摩耗量は粗砂および細砂について実測値と全く同じ傾向にあり、摩耗量は接触面圧の0.84乗に比例して増加する。しかしその絶対量において異なるものは、やはり、破碎粒子による目づまりによる荷重分担率の影響、土粒子の破碎および結合力の消滅によって摩耗量が減少すること、および摩耗痕からの金属の遊離率などによるものである。具体的に数式で示すとつぎのように分析することができる。

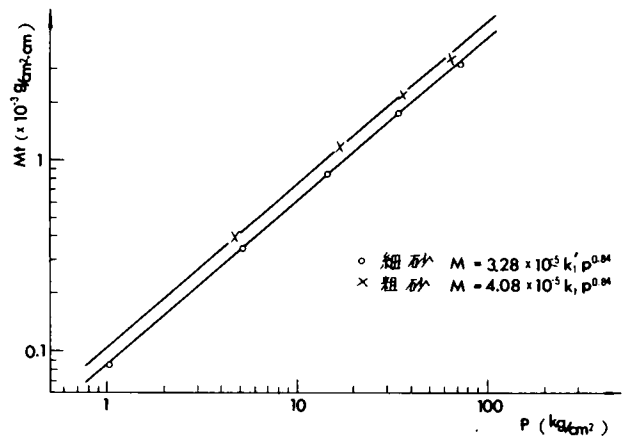


図-5.21 理論式より求めた粗砂および細砂に対する摩耗量と接触面圧との関係

まず、粗砂に対しては、

$$M_t = 4.08 \times 10^{-5} p^{0.84}$$

$$M_a = 2.58 \times 10^{-6} p^{0.84}$$

なお、前式(5.8)から

$$M_a = K'_t f^{0.84} M_t$$

である。荷重分担率 f を前表-5.8から求め、上式に代入すると摩耗痕跡の分布係数 K'_t は0.0783となる。

一方、細砂に対しては

$$M_t = 3.28 \times 10^{-5} p^{0.84}$$

$$M_a = 1.80 \times 10^{-6} p^{0.84}$$

同様に計算して、摩耗痕跡の分布係数 K'_t は0.0764であった。

このように考えると、鋼板の移動中に発生する土粒子の破碎および結合力の消滅などによる摩耗量の減少率は、粗砂と細砂とではあまり差がみられない。粒度分布によって摩耗量が変化するのは、摩擦係数の場合と同様に、主として破碎粒子の目づまり状態が土粒子の粒度分布によって異なるため、鋼板が接触する場合の荷重分担率の差によると考えられる。すなわち、土粒子の粒径が小さくなると破碎粒子が大きな影響をおよぼすために、もとの破碎されていない土粒子に起因する要素が小さくなり、両者の相関関係が最終的に、摩擦係数および摩耗量の絶対量の減少をもたらすのである。

なお、前章において詳述したように高面圧にともなう個々の土粒子の破碎現象を忠実に追跡して摩耗量を正確に算出することは重要と考えられる。表-5.9および図-5.2は、とくに破碎過程を逐

図-5.9 粗砂に対する摩耗量と接触面圧との関係(土粒子の破碎を考慮した場合)

接触面圧 摩耗量		$P = \sum_i n_i N_i$ M				kg/cm^2 $g/\text{cm}^2 \cdot \text{cm}$	
$H_v = 175$		$H_v = 353$		$H_v = 543$		$H_v = 897$	
P	M	P	M	P	M	P	M
4.0	15.3×10^{-5}	4.9	8.4×10^{-5}	5.5	6.3×10^{-5}	6.6	4.5×10^{-5}
5.5	30.2	7.1	18.2	8.5	13.7	10.6	10.8
6.7	41.0	9.2	25.5	11.4	19.3	14.0	15.2
9.2	57.0	12.1	34.2	14.7	25.0	17.5	19.2
13.0	80.0	16.6	46.0	19.3	33.0	22.6	24.3

次計算に算入してえた粗砂に対する鋼板の摩耗量と接触面圧との関係を各金属硬さに対して示したものである。また、金属硬さ $H_v = 175$ に対する粗砂と細砂とを比較したものとして、図-5.2.3をえた。いずれの場合にも、鋼板の摩耗量は接触面圧の0.84～1.00乗に比例して増大すると表現した方がより妥当である。この場合、粗砂に対しては $M_t = 9.20 \times 10^{-5} p^x$ 、細砂に対しては $M_t = 8.80 \times 10^{-5} p^x$ なる関係がえられた。ここに、 $x = 0.84 \sim 1.00$ である。したがって、前述した摩耗痕跡の分布係数 K'_t は、粗砂の場合0.0347となり、細砂の場合0.0285をえた。

5.5 結 論

セメント処理砂質土と鋼板との間の摩擦抵抗およびそれに起因して発生する金属の摩耗現象につ

いて、二、三の実験的考察を行った結果を要約するとつぎのようになる。

- (1) まず、セメント処理砂質土の強度特性を調べるための基礎実験として、生駒産の真砂土に対するセメント含有量を重量比で6パーセントと規定し、材令7日の供試体について一連の三軸圧縮試験を行った。その結果、セメント処理砂質土の締固めにおいては、セメントの水和に費やされるべき必要水分を考慮すれば、上記のセメント量においては、締固め時の密度上の最適含水比より約

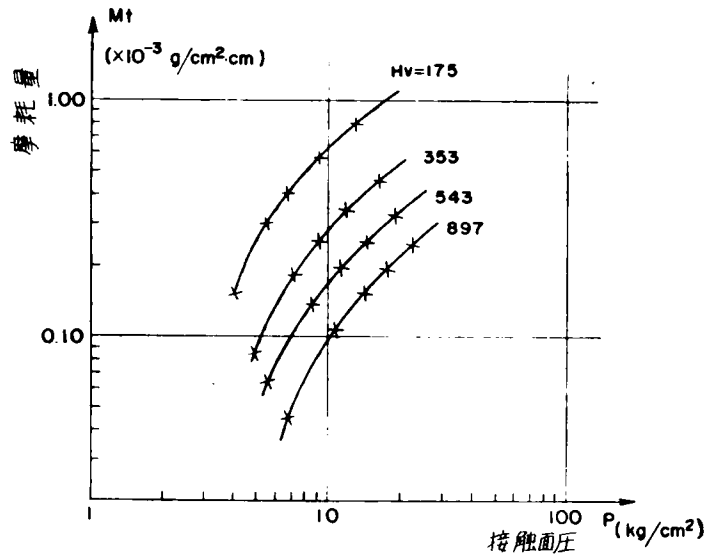


図-5.2.2 土粒子の破碎を考慮した場合の理論計算によってえられた摩耗量と接触面圧との関係

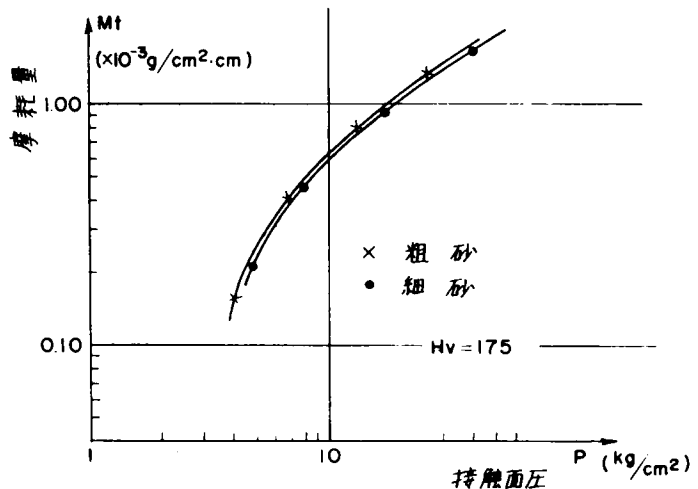


図-5.2.3 土粒子の破碎を考慮した場合の理論計算によって求めた粗砂および細砂に対する摩耗量と接触面圧との関係

1～2パーセント湿潤側で締固めることが最も強度を増大させることができる。 10)～12)

(2) 三軸圧縮試験によってセメント処理土の力学的特性を調べる試みは従来も行われているが、ここではとくに軸方向力による供試体のせん断中の間げき水圧測定を主眼として実験を行い、その結果から有効応力に基いた強度定数を算定した。その結果同一含水比の土については、側圧が高くなるほど間げき水圧が増大し、またせん断が進行するにつれて、ある最大値を経て間げき水圧が減少しはじめ、破壊時には負の値となるという不飽和過圧密土の特性が共通して見られた。

また、このセメント処理砂質土の耐摩耗性を評価する基準として重要な圧縮強度と吸水率の間には密接な関係があり、圧縮強度が最大となる供試体においてその吸水率は最小値を示すことが判明した。

(3) 硬質砂質土より作成されたセメント処理土と鋼板との間の摩擦抵抗は、かなりの高面圧に対しても接触面圧の増加とともに直線的に増加するものであり、この直線性は接触面圧を 10 kg/cm^2 まで上げて行った実験によっても実証された。しかし、実際の摩擦抵抗は土粒子の破碎による目づまりのためにひっかけ試験で求めた値より低下する。すなわち、鋼板とセメント処理砂質土との間の摩擦抵抗は、固結土粒子によって金属を切削する部分と破碎土粒子片と金属との間の摩擦の部分から成り立っており、固結土粒子に対する荷重分担率の大きさによって変動すると考えられる。

(4) 実験によって求められた鋼板の摩耗量 M_a は、いずれの金属硬さに対しても接触面圧 p の0.84乗に比例して増加することが実証された。また、この場合の比例定数は摩擦係数 μ_a から破碎粒子と金属との摩擦係数 μ_0 を差し引いた値 $(\mu_a - \mu_0)$ の3.1乗に比例することが判明した。すなわち、実験式として次式が成立した。

$$M_a = K_a'' (\mu_a - \mu_0)^{3.1} p^{0.84}$$

なお、この関係は理論的に妥当であることを証明することができた。また、 K_a'' は定数である。

(5) 前章において詳述した理論解より、土粒子の金属面への貫入量 a_i をパラメータとして、鋼板とセメント処理砂質土との間の接触面圧と金属の摩耗量との関係を算出した結果、金属の摩耗量 M_t は接触面圧の0.84乗に比例して増加することが判明した。なお、高接触面圧にもなう土粒子の破碎過程を綿密に追跡した結果、摩耗量 M_t は接触面圧の0.84～1.00乗に比例することが明らかとなった。これらの関係は、金属の硬さや土粒子の粒度分布が変化した場合にも理論的に成立した。

(6) また、実際の摩耗量 M_a は目づまりのために固結土粒子に対する荷重分担率 f によって変化することを考慮すること、前式(4.2.4)で $K=1$ として計算した理論摩耗量 M_t から

$$M_a = K_t' f^{0.84} M_t$$

として算定することができる。また、この関係を用いて、理論解によってえられた摩耗量 M_t と摩擦係数 μ_t との関係より、実測された摩耗量 M_a と摩擦係数 μ_a との関係を示す上述の実験式の正しいことを立証した。

(7) 鋼板のピッカース硬さが低下するとともに、セメント処理砂質土に対する鋼板の摩耗量は放物線的に増大することが実証された。

(8) 鋼板とセメント処理砂質土との摩擦係数は、目づまりがないとした場合にその土粒子の粒度分布の相違によっては差を生じない。しかし、實際上目づまりが存在するために、荷重分担率の差によって、粒径が大きくなるほど摩擦係数は増大する。一方、金属の摩耗量は粒度分布によって変化し、粒径が大きくなるほどその絶対量は増大する。実際の摩耗量 M_a は荷重分担率 f によって変化し、前式(5.8)によって算定することができる。土粒子の粒度の分布型による荷重分担率 f は直接摩擦試験から求めた摩擦係数とひっかけ試験から求めた摩擦係数から算定し、前式(5.8)によって実際の摩耗量を推定するのである。

以上、セメント処理砂質土に対する鋼板の摩擦係数および摩耗量は、土粒子の破碎による目づまりに大きく左右されるために、実際の摩耗量を推定するには、摩擦係数を実測することによって荷重分担率を算定し、理論的計算が可能であることを、および直接、実験式が適用できることを示した。

参 考 文 献

- 1) 島昭治郎, 室達朗: 土木学会論文集, 157 (昭43.9) 42.
- 2) Shōjirō Hata, Tatsuro Muro: Memoirs of the Fac. of Eng. Kyoto University, XXXI-4 (1966) 456.
- 3) 島昭治郎, 室達朗: 第22回土木学会年次学術講演会講演概要, 第Ⅲ部 (昭42.5) (117-1).
- 4) 島昭治郎, 室達朗: 昭和42年度土木学会関西支部年次学術講演概要 (昭42.11) 221.
- 5) 島昭治郎, 室達朗: 第23回土木学会年次学術講演会講演概要, 第Ⅲ部 (昭43.10) 349.
- 6) 赤井浩一, 室達朗: 材料, 13-127 (昭39.4) 56.
- 7) Johnson, A. W: Cement-Treated Soil Mixtures, Highway Engineering Handbook (1960) 1.
- 8) 赤井浩一: 材料試験, 9 (1960) 772.
- 9) 赤井浩一, 矢部正宏: 材料試験, 10 (1961) 1025.
- 10) Balmer, G. G: ASTM, Proc., 58 (1958) 1187.
- 11) Felt, E. J., and M. S. Abrams: ASTM Spec. Publ., 206 (1957) 152.
- 12) 山内豊聡, 石堂稔: 土と基礎, 9-1 (1961) 28.

第6章 ゆるく堆積した砂質土中を移動する金属面の摩耗機構^{1)~3)}

6.1 概 説

堆積土砂を掘削する場合、掘削刃面上における土粒子の運動形態は、堆積土の種類およびその性質によって異なる。掘削刃の種々の摩耗特性に対して、その摩耗機構を解明するためには、この刃面上における土粒子の運動形態について解析することが重要である。

本章においては、ゆるく堆積した砂質土中を移動する金属面の摩耗について、その摩耗の発生機構を解明することによって、摩耗対策を樹立するとともにより合理的な工具、部品の設計指針をえることを主目的とし、基本的な砂粒子の運動形態と摩耗の機構との関係について論じた。

砂質土による金属材料の摩耗は、主として、金属面上を砂粒子が滑動するときの砂粒子によるひっかき作用によって発生する。このときの金属面上の砂粒子の運動機構、すなわち、転動、滑動および静止について、ゆるく堆積した乾燥砂中を金属面が移動するとき、その移動方向と金属面とのなす角度、すなわち、横掘削角による運動機構の差異について解析を行った。さらに、滑動する砂粒子の分布形状から金属の摩耗量を算定する式を誘導し、別に導いた摩擦係数との相関性について述べた。つぎに、理論式の妥当性について実証するために、いくつかの実験を行った。まず、砂質土と金属面との間に作用する摩擦力および垂直力を種々の横掘削角に対して測定し、同時に、金属の摩耗量を実測することによって、これらの間の諸関係を求め、実験式を樹立した。また、砂粒子と金属間の摩擦係数および砂粒子の転倒角の分布形状を実測し、それに基づいて理論的に金属の摩耗量を算定し、与えられた実験式から理論の妥当性を実証することによって、ゆるく堆積した砂質土による金属面の普遍的な摩耗特性およびその機構の把握に努めた。

6.2 摩擦と摩耗機構の解明

6.2.1 斜面上の砂粒子の運動

種々の土工作业において、砂質土と接する作業部分を構成する工具、部品の金属材料の摩耗機構を解明するとき、各金属面上において個々の砂粒子がどのような挙動をするかについて考察する必要がある。それと同時に、各砂粒子に作用する外力の大きさおよび方向について詳細に考察してゆくことによって、摩擦および摩耗機構を解明することができると考えられる。

まず、最も単純な砂粒子の運動として、斜面上におかれた砂粒の挙動について考える。斜面の傾斜角によって砂粒の運動は静止、滑動および転動の3種類に分けられる。斜面上における砂粒の滑動はいわゆる金属面と砂粒との摩擦角によって支配され、また、砂粒の転動については砂粒の粒子形状や扁平率から与えられる転倒角によって左右される。図-6.1(a)は、ある砂粒子の母集団から個々の粒子の金属面に対する摩擦角 ϕ の大きさの分布形状を示したものである。図中、ハッチした部分はある斜面の傾斜角 η に対して砂粒子が滑動しないことを意味している。また、図-6.1(b)は、同じ砂粒子の母集団から個々の粒子の重心と底辺端とを結ぶ転倒角 θ の分布形状であり、

ハッチした部分は、ある斜面の傾斜角 η に対してその部分の砂粒子は転動しないことを意味する。金属面と砂粒子群との摩擦力は、砂粒子が静止または滑動しているとき作用し、転動している砂粒子との間にはあまり作用しないと考えられる。また、砂粒子群による金属面の摩耗は、金属面を滑動する砂粒子によるひっかけ作用によってのみ発生し、静止または転動する砂粒子によって直接金属母材が摩耗することはない。

いま仮に、与えられた砂粒子群が砂粒子相互の間げきが十分大きく、また互に拘束されないとして、砂粒子が重力の作用によって斜面上を運動する場合を考える。斜面の傾斜角 η に対して滑動および転動する砂粒子の分布形が図-6.1 (a), (b) で与えられたとすると、それらに対応する累積度数分布図 (I), (II) は図-6.2 のようになる。ある斜面の傾斜角 η において、転動しない砂粒子の個数は全砂粒子数 \overline{DE} ($=1$) に対し \overline{AC} となる。また、その中でも滑動せず静止している砂粒子の数は $\overline{AC} \cdot \overline{BC} / \overline{DE}$ で与えられる。

したがって、実際に斜面上を滑動する砂粒子の数 $f(\eta)$ は次式で与えられる。

$$f(\eta) = \overline{AC} - \overline{AC} \times \frac{\overline{BC}}{\overline{DE}} = \overline{AC} \left(1 - \frac{\overline{BC}}{\overline{DE}} \right) \quad (6.1)$$

各斜面の傾斜角 η に対して、上式によって滑動砂粒子の数 $f(\eta)$ を算定すると図-6.3 に示す関係を見た。すなわち、斜面上の砂粒子の運動は斜面の傾斜角によってその様相は異なり、傾斜角が減少するほど転動する砂粒子の数は少なく、殆んど砂粒子は転動せず、わずかに滑動する砂粒子があっても静止の状態に近づくのである。しかし、傾斜角が増大しある角度 η_f に達すると、転動す

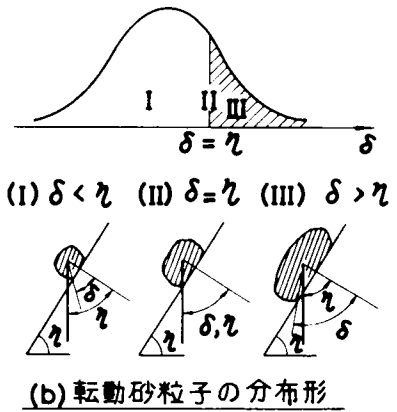
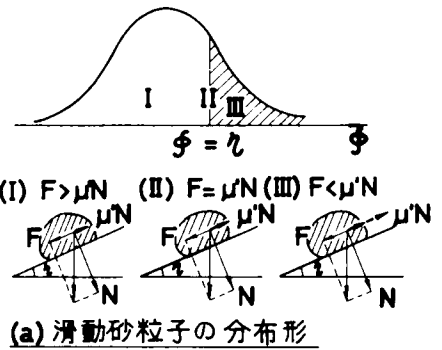


図-6.1 斜面上の砂粒子の挙動

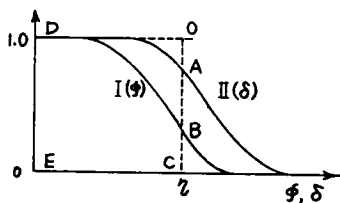


図-6.2 摩擦角および転倒角に対する累積度数分布図

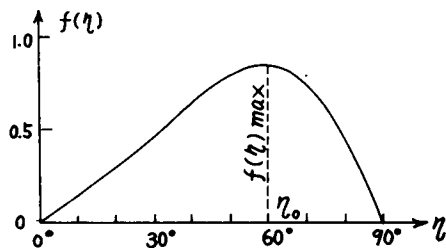


図-6.3 斜面の傾斜角 η に対する滑動砂粒子の数

る砂粒子の数は比較的少なく、ほとんどの砂粒子は斜面上で静止することなく滑動し、滑動砂粒子の数は最大値となる。また、傾斜角がさらに増大すると転動する砂粒子の数が次第に増加し、滑動する砂粒子は少なくなることが判明した。なお、これらの諸関係は、個々の砂粒子と金属面との間の摩擦角および各砂粒子の転倒角を実測することによって定量的に表現することができる。これにもとづいて、ゆるく堆積した砂質土による金属面との摩擦および摩耗の機構について考察する。

6.2.2 金属面の横掘削角と砂粒子の滑動

ゆるく堆積した乾燥砂中を金属面が移動するとき、ここでは金属面がつねに鉛直であり、金属面と進行方向とのなす横掘削角が変化する場合の金属面上の砂粒子の挙動について考える。とくに金属面と砂質土との間の摩擦および金属材料の摩耗機構を解明するためには、主として砂粒子の滑動と個々の砂粒子に作用する力の方向および大きさが重要な要素となる。金属面上の砂粒子は互に拘束され、一般に、個々の砂粒子に作用する力の方向および大きさは多種多様である。

まず、個々の砂粒子に作用する力の方向について考える。この力の方向が、 $N_i (m_i, \sigma_i)$ なる正規分布をなすとすると、その平均値 m は横掘削角 β_i で与えられ、その分散 σ_i^2 は砂粒子相互の密実性、すなわち金属面上の間げき比の大きさによるものであり、密な砂ほど小さく、また粒子の形状にも関係する。したがって、個々の砂粒子に作用する力の方向と金属面とのなす角 γ_{ij} は次式で与えられる。

$$\gamma_{ij} = \beta_i + \sigma_i \cdot t_j \quad (6.2)$$

種々の角度 γ に対して金属面上の砂粒子の運動については、図-6.4に示した。個々の砂粒子に作用する外力の方向を前節で述べた斜面上の砂粒子に作用する重力の方向と一致させることによって、金属面上の砂粒子の挙動が静止、滑動および転動のいずれの運動形態をとるかについて判別することができる。したがって、金属面上を滑動する砂粒子の数を算定するためには、図-6.3の横軸 η を砂粒子に対する作用力と金属面とのなす角 γ と読みかえることにより可能である。すなわち、与えられた横掘削角 β_i に対して作用力の方向が $N_i (m_i, \sigma_i)$ なる正規分布をなすとき、全砂粒子数を Δn に等分割する各 γ_{ij} の値に対して $f(\gamma_{ij})$ を読みとることによって、金属面上を滑動する砂粒子数は次式で与えられる。

$$f(\beta_i) = \Delta n \cdot \sum_j f(\gamma_{ij}) \quad (6.3)$$

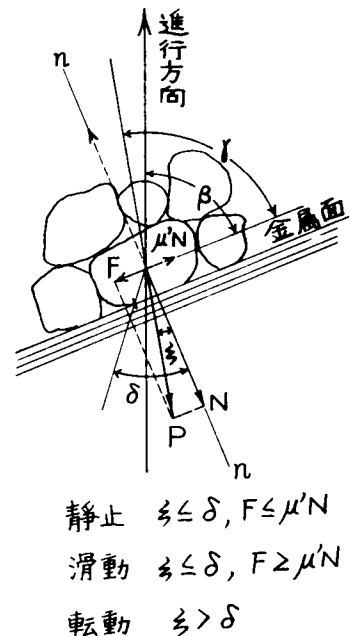


図-6.4 金属面上の砂粒子の運動

このようにして、横掘削角 β_i に対して金属面上を滑動する砂粒子の数 $f(\beta_i)$ が算定できればこれが直接金属面の摩擦に関与する砂粒子の数であると考えられる。ただし、ここで個々の砂粒子に作用する外力の分布形はある瞬間における値をとらえたものであり、つぎの瞬間においてその外力の方向は異なるが、全体としての分布形はどの瞬間においても同じであるとする。また、個々の砂粒子については滑動、転動および静止の状態がつぎつぎと発生すると同時に金属面上への出没についても多種多様である。したがって、金属面上の全体の砂粒子群を対象として滑動する場合、転動する割合および静止する割合について考察し、個々の砂粒子については、滑動、転動あるいは静止という同じ運動形態が連続するものとして算定する。

つぎに、個々の砂粒子に作用する力の大きさ、とくに金属面に対して垂直な力成分について考える。金属面上の砂粒子の運動形態が横掘削角によって異なるために、金属面と砂粒子群との間の摩擦抵抗の大きさは変動する。そのために、金属面に作用する合力の方向は必ずしも進行方向とは一致しない。すなわち、個々の砂粒子に作用する外力が図-6.4に示したように金属面と γ の角度をなすとき、金属面から受ける摩擦抵抗は μN であり、外力の金属面に平行な成分 F の大きさによって、抵抗の方向は砂粒子が静止するとき外力の方向と一致するが、滑動または転動するときには金属面の法線方向に傾斜する。したがって、滑動または転動する砂粒子数が多いほど合力の方向も金属面の法線方向に傾斜する。しかし、外力の金属面に垂直な成分は摩擦抵抗の大きさによって変化することなく、この力成分が砂粒子の金属面への貫入深さをきめるのであり、金属の摩耗量を算定する上で重要な因子となる。なお、個々の砂粒子に作用する外力の大きさは、金属面に作用する合力の大きさを砂粒子径および間げき比から算定される金属面上の砂粒子数で除することによって求めることができる。

6.2.3 摩擦の機構と摩擦係数の大きさ

個々の砂粒子と金属面との間に作用する摩擦現象は、砂粒子の金属面上での運動形態によって根本的に異なる。金属面上での単粒子によるひっかき試験において、ひっかき係数 μ 、垂直力 N に対して摩擦抵抗は μN で与えられる。前図-6.4で示したように、ある外力に対して砂粒子が静止している場合には、摩擦抵抗は μN より小さい $N \cdot \tan(90^\circ - \gamma)$ で釣合っている。また、 μ' は砂粒子の形状や金属の性質によって異なるが、摩擦係数 $\tan \phi$ と対応させると、滑動する砂粒子に対して摩擦抵抗は $N \tan \phi$ となる。したがって、外力の金属面の接線方向の力成分がこの摩擦抵抗より大きい値をとるとき、その力差は金属面上の砂粒子にすべり運動を起こさせるのである。なお、転動砂粒子に対しても同様に、ころがり摩擦抵抗 $N \cdot \tan \phi'$ が作用する。

さて、金属面上の砂粒子群について、静止、滑動および転動の3つの運動形態の割合が、金属面の進行方向となす角 β によってどのように変化するかについて考察する。滑動砂粒子の割合については、前述した方法で、図-6.3より求めることができる。また、転動および静止する砂粒子の割合についても同様に算定することができ、図-6.5に示すように、滑動砂粒子数 n_A 、静止砂粒子数 n_B および転動砂粒子数 n_C を直接読みとることができる。いま、個々の砂粒子に作用する外力の大きさ、方向および金属面との摩擦角がすべて各平均値 P_m 、 β および ϕ_m 、 ϕ'_m について算定

するとき、滑動砂粒子による摩擦抵抗は $n_A P_m \sin \beta \tan \phi'_m$ で与えられる。また、静止砂粒子に対しては $n_B P_m \sin \beta \tan(90^\circ - \beta)$ 、転動砂粒子に対しては $n_C P_m \sin \beta \tan \phi'_m$ で与えられる。個々の砂粒子に作用する垂直力はすべて $P_m \sin \beta$ であるとする、全垂直力は $(n_A + n_B + n_C) P_m \sin \beta$ である。

したがって、金属面と砂粒子群との間の摩擦係数 μ は、次式によって算定することができる。

$$\mu = \frac{n_A \tan \phi'_m + n_B \tan(90^\circ - \beta) + n_C \tan \phi'_m}{n_A + n_B + n_C} \quad (6.4)$$

上式を用いて、金属面の進行方向となす横掘削角 β に対して、摩擦係数がどのように変化するかについて検討することができる。なお、金属面での砂粒子の拘束性すなわち砂粒子の間げき比によって摩擦係数は変化すると考えられるが、これは前述したように、個々の砂粒子に作用する外力の方向の分布形が間げき比によって変化するために砂粒子の運動形態自身、その割合 n_A 、 n_B および n_C の値が変化するので、上式で与えられる摩擦係数は砂粒子の拘束性についての関数でもある。

6.2.4 摩擦の機構と摩耗量の算定

金属面上の砂粒子の運動形態において、静止している砂粒子によっては金属面の摩擦は発生しない。しかし、滑動している砂粒子による金属面のひっかけ作用によって、金属面の摩擦は最も著しく発生し、それに比べて転動する砂粒子による金属の摩擦については、実質的に金属母材からの遊離による摩耗量はきわめて少ない。したがって、ここでは滑動砂粒子による金属面のひっかけ摩擦についてその機構を解明し、摩耗量を理論的に算定することとする。

金属面上の個々の砂粒子について、その運動形態は決して一定の状態を保持することはなく、常に変動しているために、金属面上の摩耗痕跡は不連続となる。その摩耗痕跡の長さは砂粒子の大きさ、形状および拘束状態などによってその分布形は異なるが、ある与えられた条件に対して滑動砂粒子数の割合は一定であるから、同一砂粒子によるひっかけ作用が連続して発生するとして解析を行う。すなわち、砂粒子の運動形態が滑動から転動へ移行する際、またその逆の場合についてもその転換時点において、その摩耗痕跡は他の砂粒子によって連続していくのであり、摩耗量には影響を及ぼさないと仮定してよい。

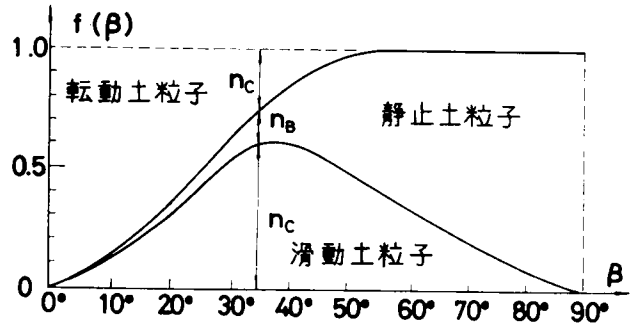


図-6.5 横掘削角 β に対する金属面上の砂粒子の運動分布

さて、ある砂粒子がビッカース硬さ H_V なる金属面上を走行する場合について考える。第4章において述べたように、砂粒子が N_{ij} なる垂直荷重を受けているとき、砂粒子の金属面への貫入深さ a_{ij} は、次式で与えられる。

$$a_{ij} = \left\{ \frac{k^2 N_{ij} \sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)} \right\}^{1/2} \quad (6.5a)$$

ここで、角度 θ は、砂粒子の形状を正四角錐としたときの砂粒子先端の対面角である。また、 k は砂粒子の静止時および移動時における金属面への貫入深さの比であり、垂直荷重によって変化すると考えられる。

金属面上の個々の砂粒子に作用する垂直荷重の大きさ N_{ij} は、その平均外力 P_m の金属面となす角度 α_i に対して、外力 P_{ij} となす角度 $\gamma_{ij} (= \beta_i \pm \sigma_i t_j)$ から次式で与えられる。

$$N_{ij} = \frac{P_m}{\cos(\pm \sigma_i t_j)} \cdot \sin \gamma_{ij} \quad (6.5b)$$

上式で与えられる垂直力 N_{ij} を(6.5a)式に代入することにより、滑動砂粒子の個々の貫入深さ a_{ij} を算定することができる。なお、個々の砂粒子に作用する平均外力 P_m を算定するためには金属面に作用する全外力を面と接する全砂粒子数 n で除すことによって求められる。

つきに、この砂粒子数 n をいくつかの仮定を設定することにより算定する。すなわち、金属面上に砂粒子を投影したとき、その形状が辺長 a_i なる正方形であり、その投影部分の間げき比は e' であるとする。また、砂粒子の粒径 a_ℓ ($\ell = 1, 2, \dots, s$)は砂粒子群の粒径加積曲線を重量で s 等分する部分の中心粒径であり、同じ粒径をもつ粒子の個数をそれぞれ n_1, n_2, \dots, n_s とする。 $a_1 > a_2 > \dots > a_s$ とし、 s 等分した砂粒子の重量はそれぞれ等しいから、一般に次式が成立する。

$$a_\ell^3 n_\ell = a_m^3 n_m = \text{const.} \quad (6.6)$$

また、面積 A に投影したときの砂粒子実質部分の面積 A_s は次式で与えられる。

$$A_s = n_1 a_1^2 + n_2 a_2^2 + \dots + n_s a_s^2 \quad (6.7)$$

上式から n_ℓ を計算すると

$$n_\ell = A_s / a_\ell^2 \sum_{m=1}^s (1/a_m) = A / (1+e') \cdot a_\ell^3 \sum_{m=1}^s (1/a_m) \quad (6.8)$$

である。

したがって、単位面積あたりの全砂粒子数 n は次式によって算定することができる。

$$n = \sum_{\ell=1}^s n_\ell = \frac{1}{1+e'} \sum_{\ell=1}^s 1/a_\ell^3 \sum_{m=1}^s (1/a_m) \quad (6.9)$$

また、金属面上を滑動する砂粒子数 n_a は、前述の方法で計算するとつぎのようになる。

$$n_a = \frac{n_A}{n_A + n_B + n_C} \times n \quad (6.10)$$

この滑動砂粒子数が多くなるほど砂粒子による金属面のひっかき作用は顕著となり、金属面の摩耗量は n_a に比例して増大する。なお、個々の滑動砂粒子による切削疵は、それぞれ独立して発生し、先行砂粒子による影響は受けないとする。

金属面がこの鋭利な砂粒子によって切削される摩耗量は、前述した滑動砂粒子の数 n_a および接触面圧に対する砂粒子の金属面への貫入深さ a_j から算定することができる。すなわち、砂粒子による切削疵の平均頂角を θ' 、金属の密度を ρ とするとき、単位長さの摩耗痕跡について発生摩耗量はこれを重量で表現すると $\rho a_j^2 \times 1 \times \tan(\theta'/2)$ で与えられる。なお、個々の滑動砂粒子に作用する外力の金属面とのなす角度 γ は、横掘削角 β に対して分布しているので、この分布形を等分割し、それぞれに対する頻度数 $\Phi(\gamma_j)$ に対して貫入深さ a_j を算定し、 $\Phi(\gamma_j) \cdot a_j^2$ の和を計算すればよい。したがって、砂粒子の単位滑動距離について、単位面積あたりの金属面の摩耗量 M_0 は、滑動砂粒子数 n_a および砂粒子の金属面への貫入深さ a_j に対して、次式によって計算することができる。

$$M_0 = K \rho \tan(\theta'/2) \cdot \sum_j \{ \Phi(\gamma_j) \cdot a_j^2 \} \cdot \frac{n_A}{n_A + n_B + n_C} \cdot \frac{1}{1 + e'} \cdot \sum_{x=1}^3 \frac{1}{a_x^3 \sum_{z=1}^3 (1/a_z)} \quad (6.11)$$

また、ゆるく堆積した砂質土中の金属面の進行速度を v_0 とし、砂粒子と金属面との相対速度を $v = v_0 \eta'$ とするとき、単位時間について単位面積あたりの金属面の摩耗量 M_1 は、

$$M_1 = M_0 v = M_0 v_0 \eta' \quad (6.12)$$

で与えられる。こゝに、 η' は横掘削角 β によって変化する係数であり、横掘削角による摩耗量の変化を左右する重要な因子である。

さらに、金属面の移動時間を t とするとき、各横掘削角によって変化する砂粒子と金属面との相対移動距離は $v_0 \eta' t$ となり、この場合の金属面の単位進行距離について、単位面積あたりの金属面の摩耗量 M_2 は、

$$M_2 = \frac{M_0 v_0 \eta' t}{v_0 t} = M_0 \eta' \quad (6.13)$$

で与えられる。

こゝに、 M_0 は金属面の横掘削角 β_j の関数ではなく、ある与えられた β_j に対して算定されるものである。また、 K は摩耗係数であり、金属表面の特性を示し、とくに摩耗痕からの金属の遊離

率の大きさを示す重要な係数である。これは砂粒子の形状、大きさによる金属表面の塑性流動現象および表面からの剝離現象についての実験的研究、さらに表面工学的に重要な雰囲気などについての根本的な研究によって明らかにされるべきである。

6.2.5 摩耗量と接触面圧、摩擦係数との関係

ゆるく堆積した乾燥砂質土による金属面の摩耗は種々の要因によって発生するが、実際問題として測定可能な接触面圧および砂質土と金属面との間の摩擦係数が摩耗量を支配する最も重要な因子であり、これらの関係を理論的に解析しておくことは十分意義のあることである。

前節で述べたように、摩擦係数 μ は(6.4)式で算定することができる。この式から金属面上を滑動する砂粒子の割合を計算するとつぎのようになる。

$$\frac{n_A}{n_A + n_B + n_C} = \frac{1}{\tan \phi_m} \left(\mu - \frac{n_B \tan(90^\circ - \beta) + n_C \tan \phi'_m}{n_A + n_B + n_C} \right) \quad (6.14)$$

また、個々の砂粒子に作用する外力の作用方向の分布形を $\Phi(\gamma_j)$ とすると、接触面圧 p は次式で与えられる。

$$p = n \sum_j \Phi(\gamma_j) \cdot N_j(\gamma_j) \quad (6.15)$$

ここで、

$$N_j(\gamma_j) = P_m \cdot \sin \gamma_j / \cos(\pm \sigma t_j)$$

$$n = \frac{1}{1 + e'} \sum_{\ell=1}^s 1/a_\ell^3 \sum_{m=1}^s (1/a_m)$$

一方、摩耗量の算定式(6.12)を書きなおすと、

$$M_1 = K \rho \tan(\theta'/2) \sum_j \{\Phi(\gamma_j) \cdot a_j^2\} \cdot \frac{n_A}{n_A + n_B + n_C} \cdot n \cdot v \quad (6.16)$$

したがって、

$$\begin{aligned} M_1 &= K \rho \tan(\theta'/2) \cdot \frac{k^2 \sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)} \cdot p \cdot v \frac{1}{\tan \phi_m} \cdot \\ &\quad \left\{ \mu - \frac{n_B \tan(90^\circ - \beta) + n_C \tan \phi'_m}{n_A + n_B + n_C} \right\} \\ &= K' p \cdot v \cdot (\mu - \mu_0) \end{aligned} \quad (6.17)$$

ここで、 μ_0 は、後述するように、与えられた金属試料に対しある横掘削角 β に対しては一定値

をとる。上式で示すように、金属の摩耗量は接触面圧、摩擦係数および速度の積として表わすことができる。

6.3 実験

6.3.1 実験装置およびその方法

試料土は滋賀県琵琶湖湖底から採取した硬質の砂粒子からなり、その粒径加積曲線は図-6.6に示したように、平均

粒径は 0.70 mm 、均等係数は 3.33 、曲率係数は 0.90 、および標準偏差 1.55 の対数正規分布をなす細砂である。またこの砂質土の鉱物組成を磁石およびテトラブromエタン重液(メチルアルコールにより、比重 2.60 に調合)によって分析した結果、石英 5.71% 、長石類 93.76% および有色鉱物 0.53% なる成分構成をなし、平均比重 2.65 であった。

この試料土を、第2章においてのべた外径 6.0 m 、内径 3.0 m および深さ 0.7 m の円環土槽内に充てんし、気乾燥状態から水浸状態にいたるまで種々の含水比に対して線荷重 160 kg/m の転圧ローラで締固め成形を行った。図-6.7はその場合の含水比-乾燥密度曲線を示したものである。

ここで、ゆるく堆積した砂質土と金属面との間

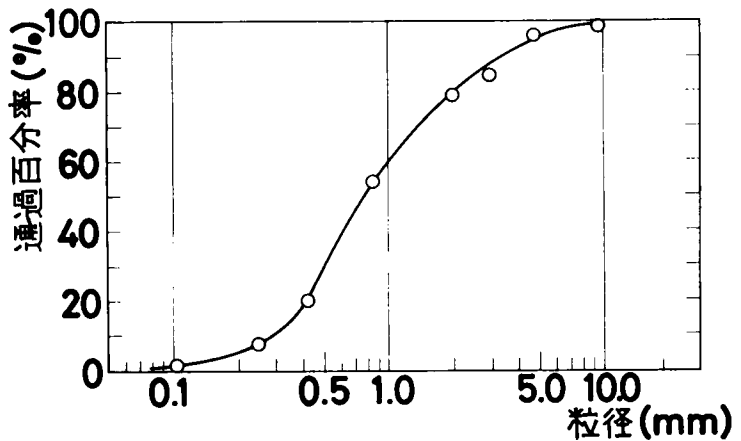


図-6.6 試料土の粒径加積曲線

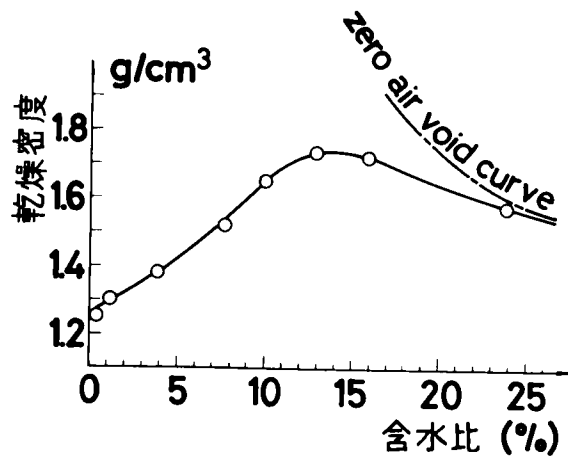


図-6.7 含水比-乾燥密度曲線

に作用する垂直力 N および摩擦力 F を実測するために、図-6.8 および写真-6.1 に示した計測装置を作成した。供試体としては、金属面の微小部分に作用する外力を測定するために、写真-6.2 に示した摩耗面積 4.0 cm^2 、ピッカース硬さ120の軟かい炭素鋼($2\text{ cm} \times 2\text{ cm} \times 2.5\text{ cm}$)を使用し、これを図に示した支持具にとりつけ、進行方向と金属の摩耗面とのなす角度 β および掘削深さ D を自由に変えうるようにした。また、この計測装置は、供試体に作用する外力について供試体と支持具とを連結する測定棒に貼った3組のストレインゲージによって、垂直力および摩擦抵抗力の大きさおよび方向を分離測定することが可能である。また、供試体の摩耗量を測定する際のエッジ摩耗による影響を除去するために供試体の摩耗面の周囲をガーダーで保護した。

この摩擦抵抗測定装置を、前図-2.25 に示したように組立て、第2章において詳述した回転台車にとりつけ、金属供試体の摩耗面の横掘削角および掘削深さを種々に変え、ゆるく堆積した砂質土中を 8.8 cm/sec の一定速度で進行させた。この場合に供試体に作用する外力を実測するとともに、

一定距離進行させた後の供試体の摩耗量を計測し、それらの諸関係について実験的考察を行った。なお、試料土の成形にあたっては、写真-6.3 に示した引っかけ柵、かきならし板および転圧ローラを図-6.9 に示すように配置して連続運転させ、つねに新鮮な試

料土の掘削試験が可能であるようにした。なお、金属の摩耗量は、試験後、供試体を支持具より取

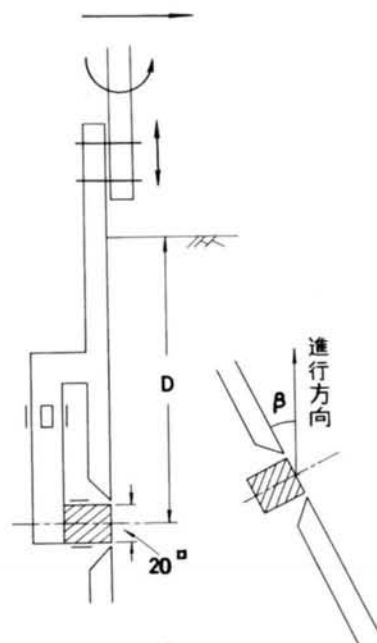


図-6.8 供試体とその支持具

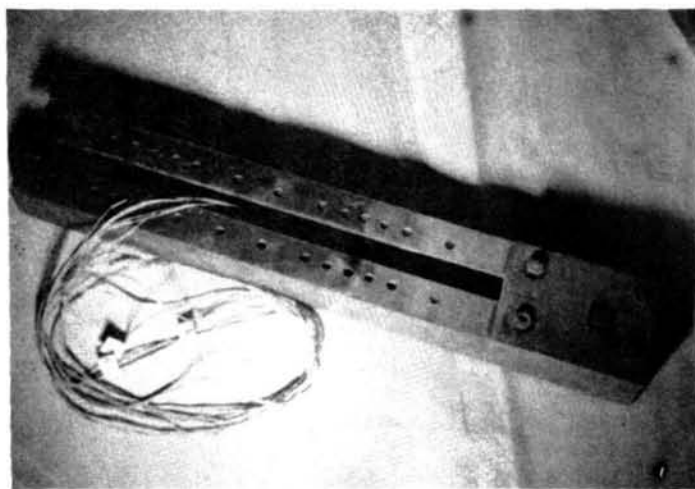


写真-6.1 供試体および作用力計測装置

りはずし、エーテル、ベンゼンで洗浄し、蒸発乾燥させてその重量を最大秤量200グラム、感量1ミリグラムの直立式天秤によって秤量し、試験前後の重量減量を摩耗量として算定した。

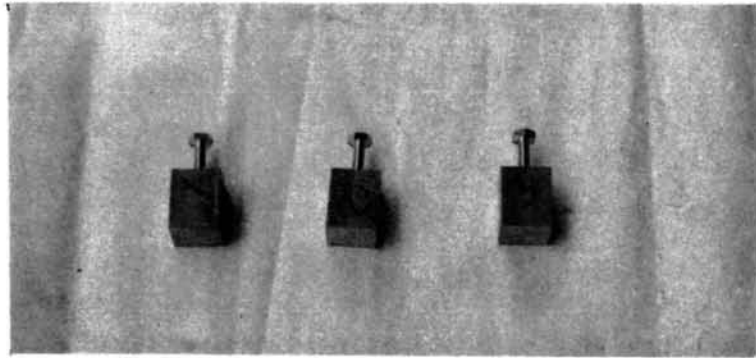


写真-6.2 供 試 体

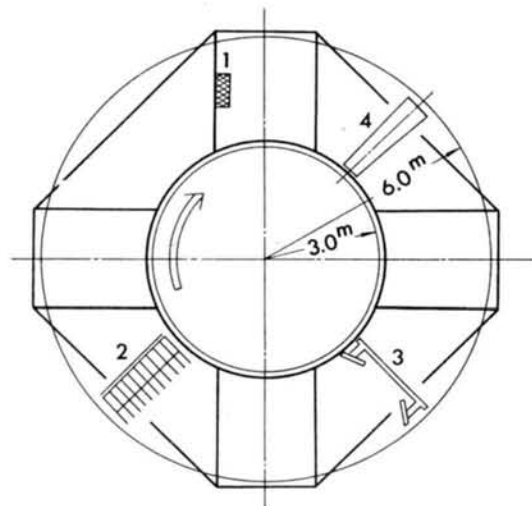
6.3.2 金属面上の砂粒子の運動方向と作用力

金属面に作用する砂質土の掘削抵抗坑の方向は、図-6.10に示すように、一般に、砂粒子との摩擦抵抗により金属面の進行方向とは一致しない。この掘削抵抗力を分解すると金属面に垂直な垂直力 N および金属面に平行な摩擦力 F となる。前述した金属供試体に作用する垂直力 N 、摩擦力 F の鉛直成分 F_v および水平成分 F_h は、それぞれ3方向からペーパーゲージによって実測することにより分析することが可能である。

さて、これらの摩擦抵抗力と垂直面圧を解析するに際して、金属面上における摩擦力の方向を明らかにしておく必要がある。

近似的に、金属面に作用する摩擦力の方向と考えられる金属面上の砂粒子による痕跡の水平軸となす角度 β' は堆積土砂の拘束度によって変化するが、自然乾燥状態(含水比0.3%)および水浸状態では、金属面の進行方向となす角である横掘削角 β にほぼ等しくなる。しかし、図-6.11に示すように、含水比4.0%の湿潤状態においては、 β' は各横掘削角に対して深さ D の増加とともに減少し、一般に、つぎの実験式が成立することが判明した。

$$\beta' = m^D \cdot \beta \quad (m = 0.91 \sim 0.94) \quad (6.18)$$



1. 供試体取付け場所
2. ひっかき柵
3. かきならし板
4. 転圧用ローラ

図-6.9 回転台車および各部品配置図

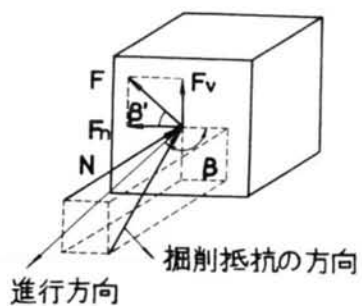
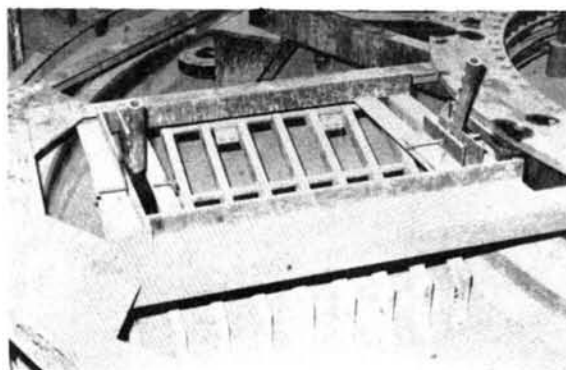
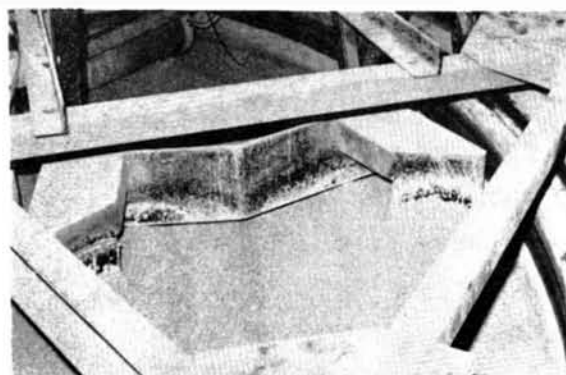


図-6.10 供試体面上の作用力



(a) ひっかき柵



(b) かきならし板

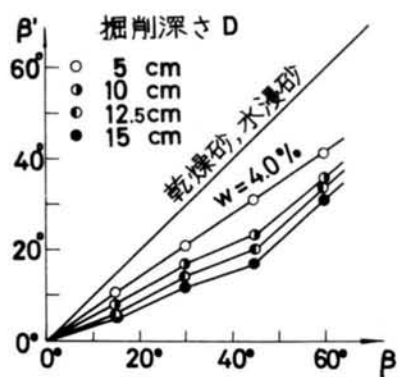
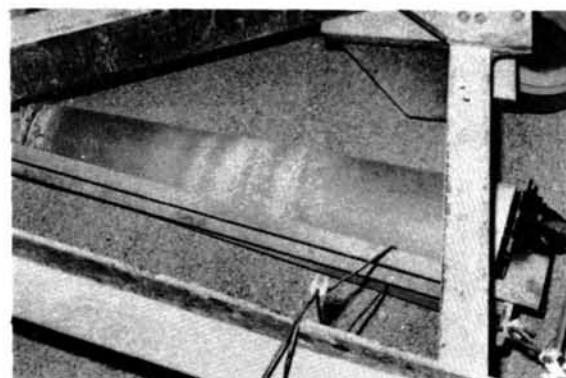


図-6.11 β'とβの関係

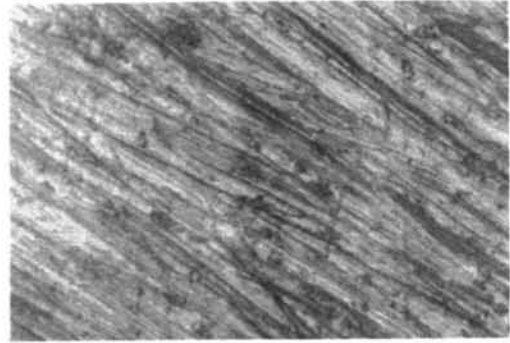


(c) 転圧ローラ

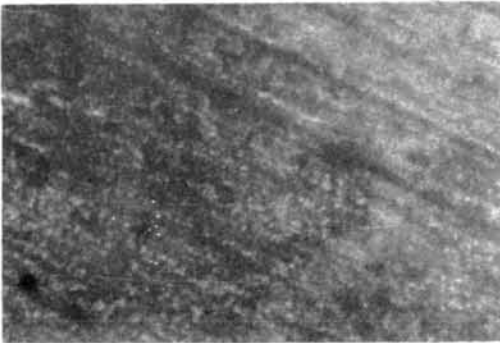
写真-6.3 土槽地ならし装置



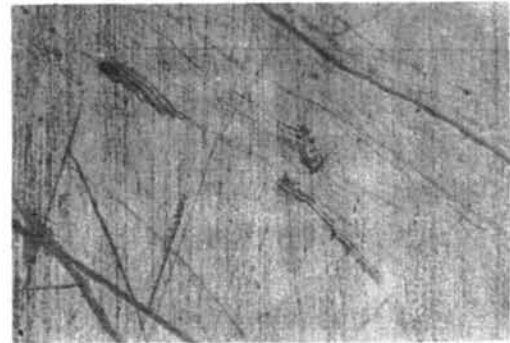
(a) $\beta = 15^\circ$



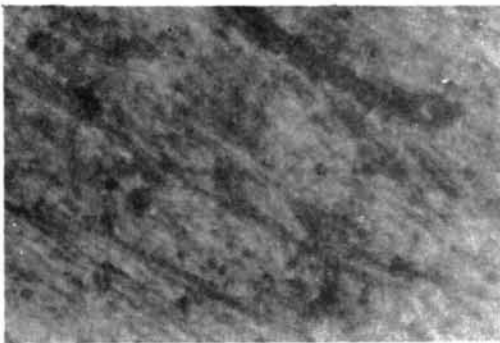
(d) $\beta = 60^\circ$



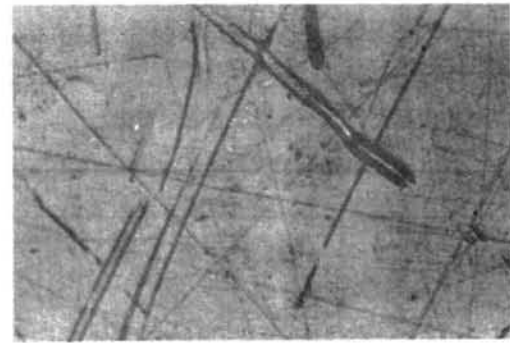
(b) $\beta = 30^\circ$



(e) $\beta = 75^\circ$



(c) $\beta = 45^\circ$



(f) $\beta = 90^\circ$

写真-6.4 金属面上の砂粒子の痕跡例

以上は、横掘削角 β が15, 30, 45および60°の場合についてのみ実測したものであり、これらの横掘削角に対しては一定の方向にかなり顕著な摩耗痕跡が見出されるのに対し、横掘削角75°および90°の場合は、その痕跡の方向はきわめて不規則であり、痕跡もかなり不明瞭となるのである。なお、砂粒子による痕跡は、すべて金属顕微鏡による写真撮影を行いその方向を実測して求めた。その一例として、含水比4.0%の湿潤状態において掘削深さ $D=1.5\text{ cm}$ に対して、各横掘削角についての摩耗痕跡例を写真-6.4に示した。

以上の諸現象は、つぎのように解釈することができる。自然乾燥状態および水浸状態においては、金属面上の砂粒子は水平方向の移動に比して鉛直方向の移動に対する自由度がかなり大きいこと、それに対して湿潤状態においては、転圧ローラによりかなり締め固められるために砂粒子の自由度は低下し、とくに鉛直上方の移動に対する拘束度は増大し、一般に $\beta' < \beta$ となるのである。この傾向は、深さ D の増加とともに顕著になり、本実験においては図-6.12に示したように、 $\log \beta'$ と D の関係には直線関係があり、上式の実験式がえられたのである。また、横掘削角 β が増大すると、湿潤砂質土特有な附着凝結作用により金属面上に静止土塊が発生した。

6.3.3 金属面の横掘削角と垂直面圧、摩擦抵抗との関係

金属面中央部に作用する垂直面圧および摩擦抵抗は、その微小部分を代表せしめる前述の供試体に作用する諸力を種々

の掘削深さおよび金属面の横掘削角に対して実測することにより算定される。

試料土の含水状態は、気乾燥、湿潤および水浸の3種類について試験を行い、それぞれに対する土質条件は表-6.1にまとめて示した。

垂直面圧 p と横掘削角 β との関係は、供試体の地表面からの深さ D に対して図-6.13に示される。これを半対数紙上に書きなおすと、図-6.14に示すように、 p と β の間にはある関数関係が存在する。一方、各横掘削角 β に対して垂直面圧 p と深さ D との関係を求めると図-6.15で与えられる。

したがって、金属面に作用する垂直面圧 p (kg/cm^2)と横掘削角 β (度)および深さ D (cm)との間に次式で示す実験式が成立する。

$$p = k_1 \log_{10} \beta + k_2 \quad (\beta > 10) \quad (6.19)$$

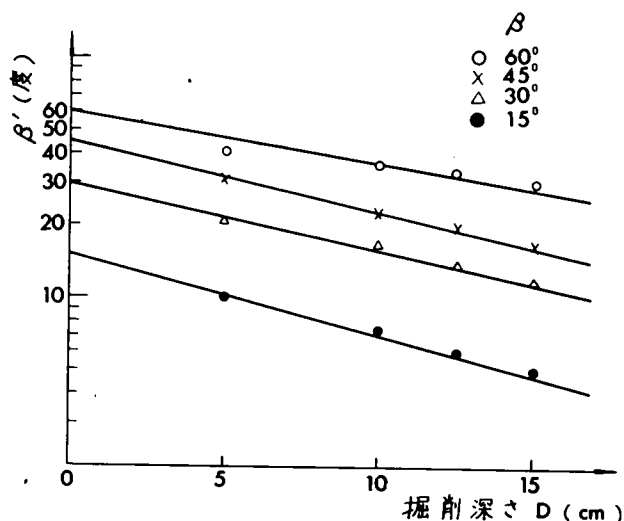


図-6.12 $\log \beta'$ と掘削深さ D の関係
(含水比 $w=4.0\%$)

表-6.1 各含水状態に対する試料土の物性

	気 乾 燥	湿 潤	水 浸
含水比 (%)	0.3	4.0	23.0
乾燥密度 (ρ/cm^3)	1.25	1.38	1.65
飽和度 (%)	0.71	11.52	100
間 げ き 比	1.12	0.92	0.61
k_1	$8.74 \times 10^{-3} D^{1.68}$	1.18	$3.44 \times 10^{-2} D^{1.15}$
k_2	$-4.67 \times 10^{-3} D^{1.81}$	$4.20 \times 10^{-2} D^{-1.30}$	$-1.72 \times 10^{-4} D^{2.30}$

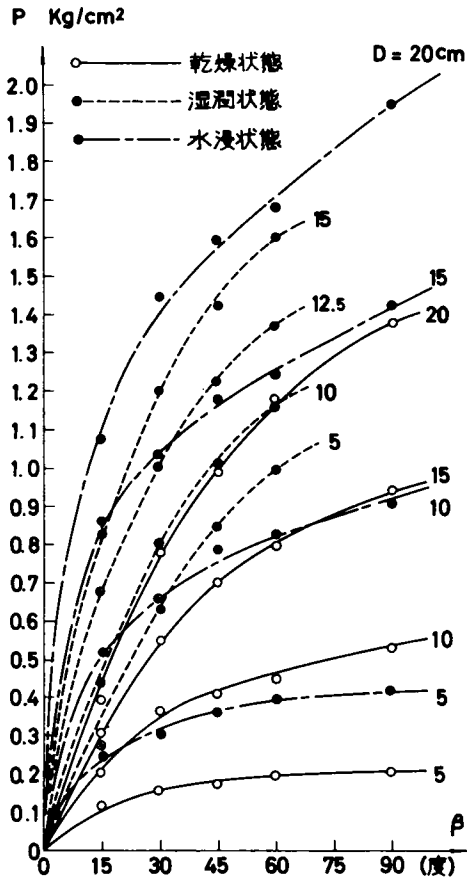


図-6.13 垂直面圧 p と横 掘 削角 β との関係

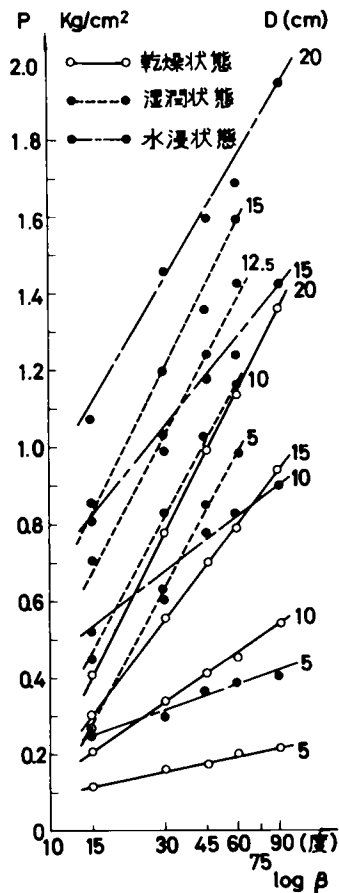


図-6.14 p と $\log \beta$ との関係 ($\beta > 10$)

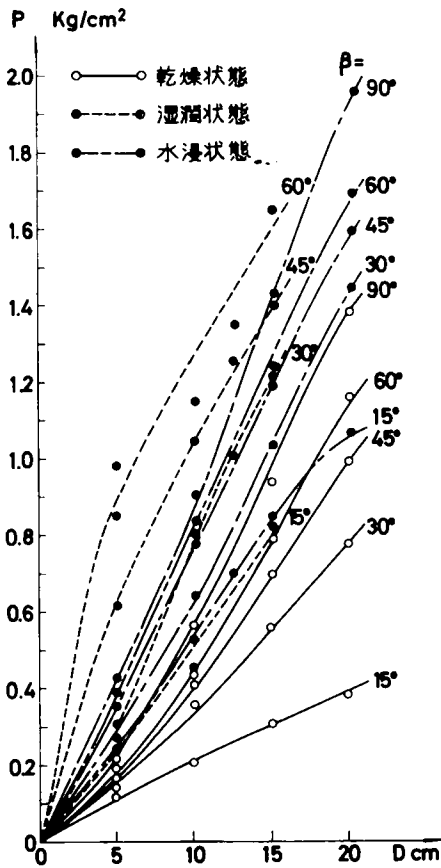


図-6.15 垂直面圧 p と掘削深さ D との関係

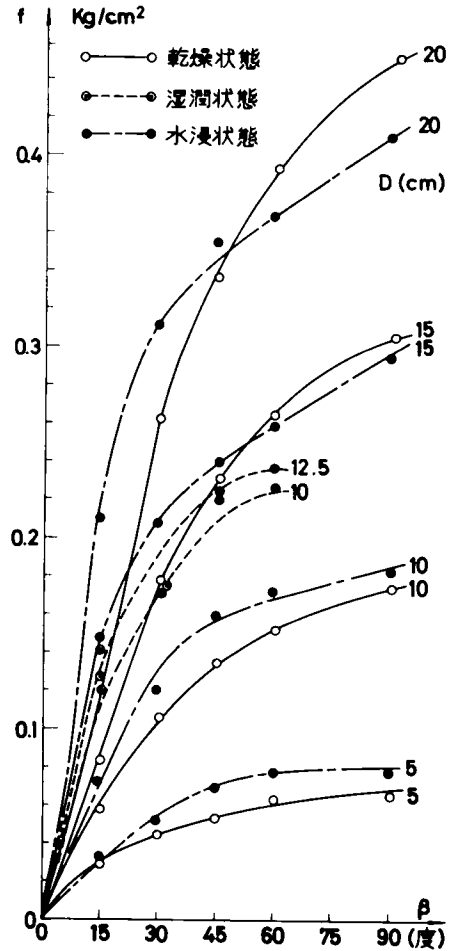


図-6.16 摩擦抵抗力 f と横掘削角 β との関係

ここに、 k_1 、 k_2 は深さ D の関数であり、各含水状態に対して、その値は前述の表-6.1に付記した。

つぎに、摩擦抵抗力 f と横掘削角 β との関係については、図-6.16で示すように、各横掘削角 β で与えられる金属面上の砂粒子の運動形態が異なるために垂直面圧とはわずかに異なった傾向を示しており、次節の摩擦係数の値に微妙な影響を与えている。

6.3.4 金属面の横掘削角の摩擦係数および摩耗量に及ぼす影響

金属面を構成する金属材料と砂質土間の摩擦係数は金属面に作用する摩擦抵抗と垂直面圧との比で表現することができる。すなわち、成形された試料砂は金属面の進行によって一度破壊され、少なくとも限界間げき比以上のゆるい状態から金属面に達するまでに再圧縮されるので正規圧縮の状

態にあると考えられるからである。したがって、前述の垂直面圧および摩擦抵抗の実測値から摩擦係数 μ を算定し、金属面との横掘削角 β との関係を求めると図-6.17となる。図より明らかなように、含水状態に関係なく横掘削角 β が小さい間は β の増大とともに摩擦係数はわずかに増大する傾向にある。 $\beta \approx 45^\circ$ 以上はほぼ一定値にあるか、またはわずかに減少する傾向にある。また、この摩擦係数の大きさは含水比の増大とともに低下していくことが判明した。

つぎに、金属の実測摩耗量 M_2' と金属面の横掘削角 β との関係を掘削深さ D に対して図示すると図-6.18がえられた。いずれの場合にも $\beta = 30^\circ$ 近傍において摩耗量は著しく増大し拘束された砂粒子によるひっかけ摩耗が最も顕著に発揮されていると考えられる。また、水浸状態においてはその摩擦係数が気乾燥時よりも低下しているにもかかわらず、摩耗量は逆にきわめて著しく増大することが判明した。なお、湿潤状態においては、金属面上に微細土粒子が付着し、表面を被膜で覆ってしまうので、金属はほとんど摩耗されることが実験より確認された。

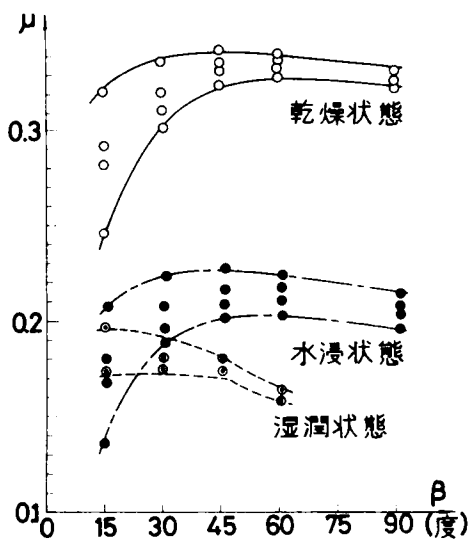


図-6.17 摩擦角 μ と横掘削角 β との関係

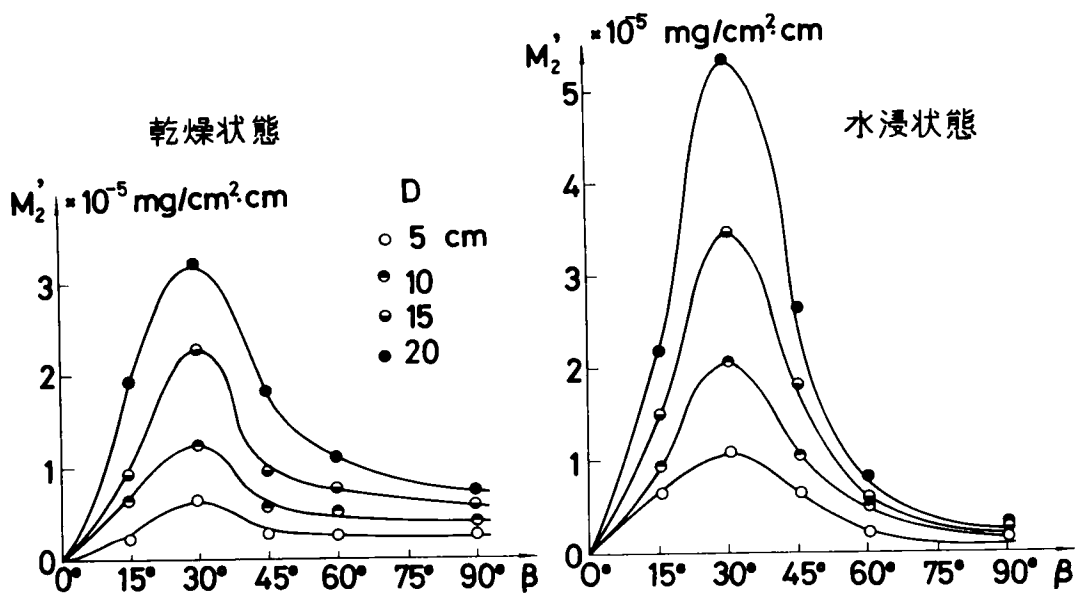


図-6.18 摩耗量 M_2' と横掘削角 β との関係

6.4 実験結果とその考察

6.4.1 金属面上の滑動、転動および静止砂粒子数の算定

個々の砂粒子と金属面との間に作用する摩擦係数を実測するために、所定の金属面上に各砂粒子を載せ、乾燥状態において、滑動しはじめるときの傾斜角をそれぞれ観測し、数多くの観測値をえた。この際、転動する砂粒子についてはすべて除外し、転動しない砂粒子についてのみ測定を行った。その結果は、図-6.19において、度数分布図(Ⅰ)に該当し、平均摩擦角 38° 、標準偏差 1.25 の正規分布をした。なお、この平均

摩擦角の大きさは、第5章において述べた単粒子の平均ひっかけ係数 $\mu' = 0.74$ とよく近似している。また、個々の砂粒子の転倒角については、それぞれ安定した位置における角度を測定した。数多くの実測値をまとめると、同図において度数分布図(Ⅱ)に示すように、平均転倒角 70° 、標準偏差 6 の正規分布をなすことが判明した。それぞれの累積度数分布は、図-6.20にまとめて示した。前述したように、金属面の傾斜角が与えられた場合に、その面上を滑動する砂粒子数 n_A は式(6.1)で計算することができる。また、転動する砂粒子数 n_C は、図-6.2において \overline{OA} で与えられるので、自ら静止砂粒子数 n_B も計算できる。このようにして、図-6.21

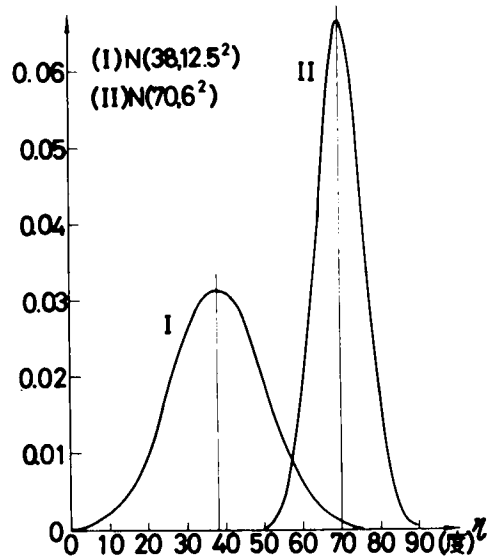


図-6.19 金属面の傾斜角 η に対する滑動(Ⅰ)および転動(Ⅱ)土粒子の度数分布図

は斜面の傾斜角 η に対して、斜面上の砂粒子の運動形態を分析した結果である。つぎに、金属面による乾燥堆積砂質土の掘削において、上述の斜面上の砂粒子の運動形態をどのように適用するかについて考察する。金属面の進行方向となす角度 β に対

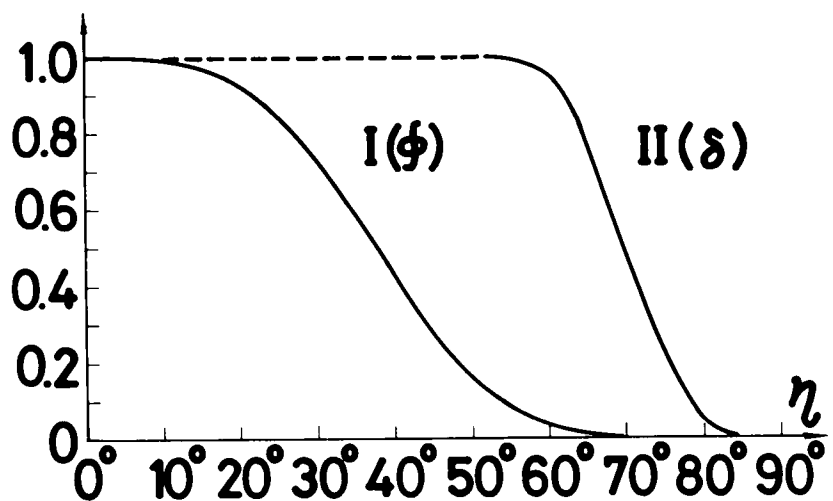


図-6.20 摩擦角Ⅰ(ϕ)および転倒角Ⅱ(δ)に対する累積度数分布図

して、金属面に作用する個々の砂粒子の作用力の方向は β を平均値として分布すると考えられる。

いま仮に β を平均値とし、標準偏差が 1.0 である正規分布を仮定すると、その作用力方向を斜面上の重力の方向と読みかえることにより、金属面上の砂粒子の運動形態を分析することができる。図-6.2.2 は、その計算結果である。ただし、滑動砂粒子数として、作用力の方向が負値をとる場合についても加算したが、摩擦係数の算定にあたっては減算する必要がある。なお、この場合は、砂粒子が金属面にそって水平面上を移動

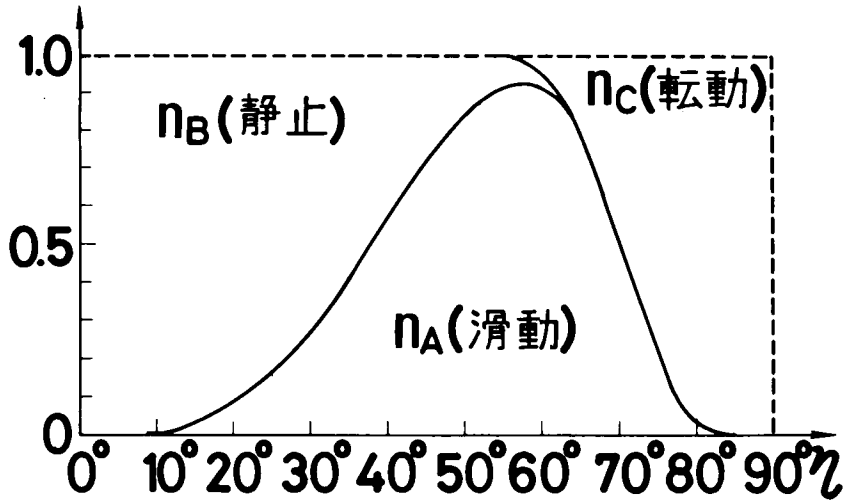


図-6.2.1 斜面の傾斜角 η に対する滑動、静止および転動砂粒子数

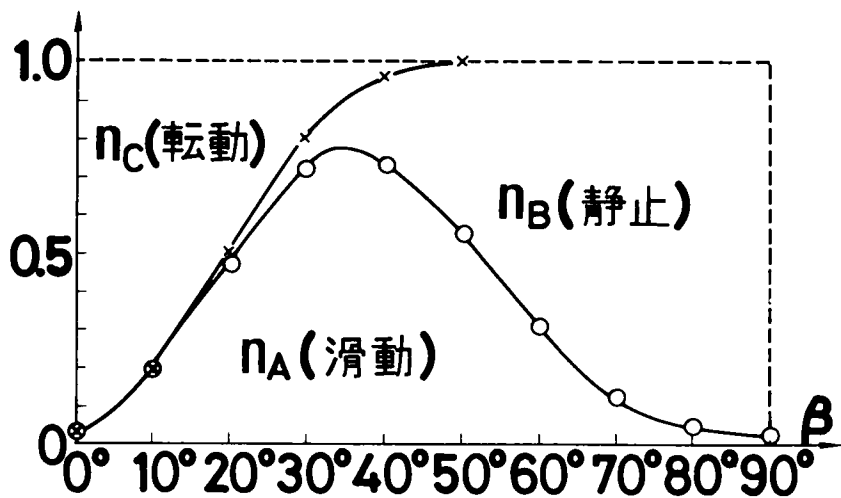


図-6.2.2 刃面の横掘削角 β に対する滑動、静止および転動砂粒子数

する 2 次元の問題に限定され、地表面下かなりの深部において砂粒子の鉛直方向の移動が拘束されているときに適用される。

つぎに、金属面上の砂粒子の移動方向と水平軸とのなす角 β' の種々の値に対して、滑動、転動および静止砂粒子数を算定し、砂質土と金属との見かけの摩擦係数と金属の摩耗量が金属面の横掘削角 β に対してどのように変化するかについて考察する。

6.4.2 摩擦係数の算定

まず、 $\beta' = 0$ の場合については、上述のように、金属面上の砂粒子は金属面の横掘削角 β に対して、図-6.2.2 に示す運動形態をとる。前式(6.4)において、 $\phi_m = 38^\circ$ 、 $\phi'_m = 5^\circ$ とし、横掘削角 β に対して摩擦係数を算定した結果を表-6.2 に示した。これを図示すると、図-6.2.3 がえられる。

表-6.2 摩擦係数 μ の算定 (乾燥状態)

β°	n_A	n_B	n_C	$n_A \tan \phi_m$	$\frac{n_B \tan \phi_m}{(90^\circ - \beta)}$	$n_C \tan \phi'_m$	μ
90	0.0150	0.9850	0	0.0117	0	0	0.0117
80	0.0383	0.9617	0	0.0299	0.1695	0	0.1994
70	0.1287	0.8713	0	0.1005	0.3172	0	0.4177
60	0.3079	0.6921	0	0.2405	0.3996	0	0.6401
50	0.5480	0.4497	0.0023	0.4280	0.3773	0.0002	0.8055
40	0.7325	0.2275	0.0400	0.5721	0.2711	0.0035	0.8432
30	0.7235	0.0813	0.1952	0.5651	0.1408	0.0171	0.7230
20	0.4804	0.0196	0.5000	0.3752	0.0539	0.0438	0.4729
10	0.1924	0.0027	0.8049	0.1503	0.0153	0.0704	0.2360
0	0.0399	0.0001	0.9600	0.0312	0	0.0840	0.1152

$\tan \phi_m = \tan 38^\circ$, $\tan \phi'_m = \tan 5^\circ$

つぎに、 $\beta' = \beta$ の場合について摩擦係数を算定する。これは、砂粒子の金属面上の移動方向が水平と角 β をなして上方に移動する場合であり、ゆるく堆積した砂質土の乾燥状態および水浸状態において表土掘削を行なうとき発生する。図-6.2.4 に示すように、砂粒子が

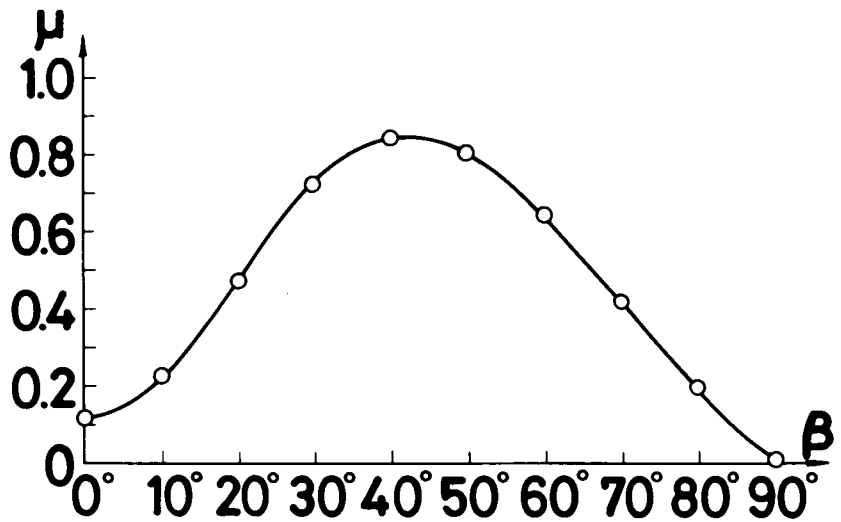


図-6.23 全砂粒子による摩擦係数 ($\beta' = 0$ の場合)

移動する面の位置は $B'B'D$ であり、砂粒子の運動形態を解析するとき、金属面とのなす角 $\beta'' (= BDB')$ を用いて算出する必要がある。明らかに、金属面の横掘削角 β に対して、 $\beta'' = \tan^{-1}(\sin \beta)$ で与えられる。このとき、全砂粒子による金属面との摩擦係数と金属面の横掘削角との関係を前図-6.23より求めると、図-6.25がえられた。これは、前

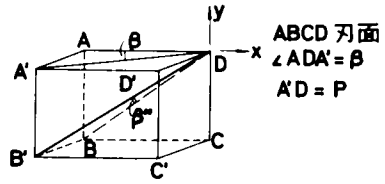


図-6.24 金属面上の作用力

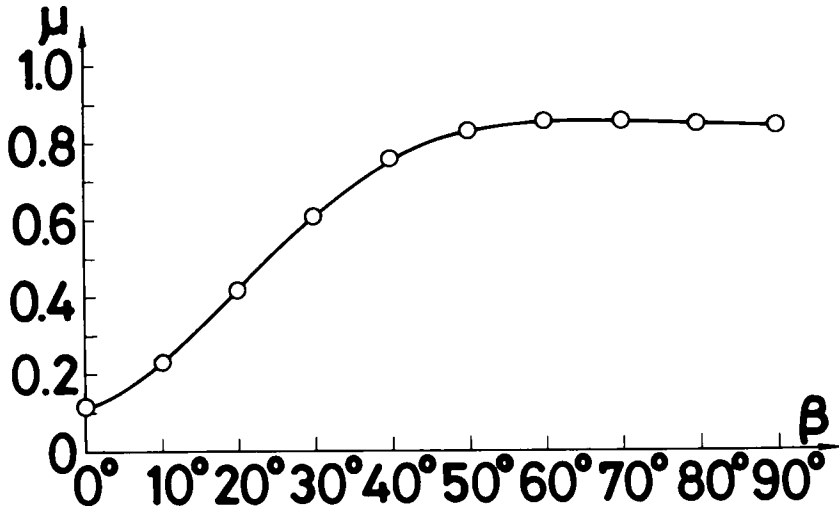


図-6.25 全砂粒子による摩擦係数 ($\beta' = \beta$ の場合)

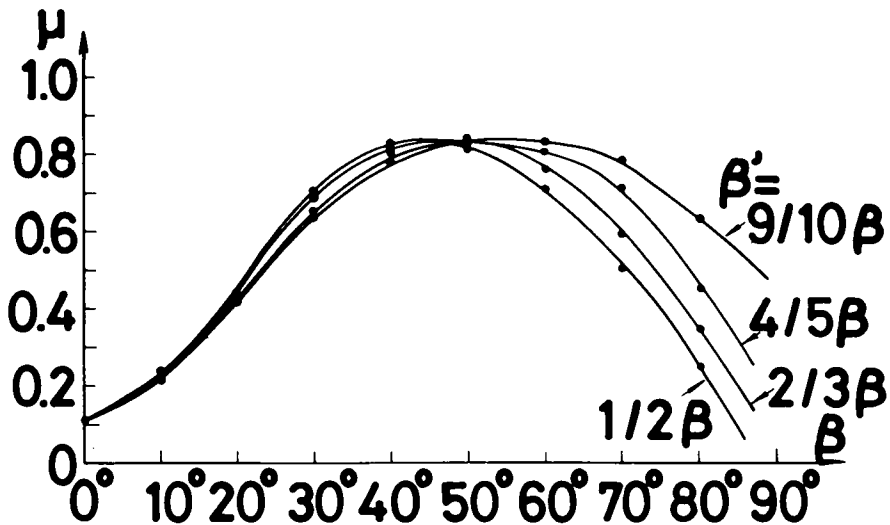


図-6.26 全砂粒子による摩擦係数 ($0 < \beta' < \beta$ の場合)

図-6.17に示す乾燥堆積砂質土について行った摩擦係数の実測結果とよく一致していることが判る。

なお、 $0 < \beta' < \beta$ の場合は、最も一般的な表現として、締固めた湿潤砂質土など、拘束力が増大するときである。このとき、金属面とのなす角 β'' は $\tan^{-1}(\tan \beta \cos \beta')$ として算定することができる。各 β' の値に対して、摩擦係数と横掘削角との関係を前図-6.23より算定すると、図-6.26に示すように変化することが判明した。

6.4.3 摩耗量の算定

金属面上を砂粒子が走行する場合に、砂粒子による金属摩耗の大部分は、滑動砂粒子によるひっかき作用に帰因すると考えられる。金属の摩耗量の算定にあたっては、すでに述べたように、金属面上の滑動砂粒子数 n_A 、個々の砂粒子による金属面に作用する力の大きさ N_{ij} および金属面上を走行する砂粒子の速度 v について考察する必要がある。

一例として、乾燥した堆積砂質土に対する金属面の横掘削角と金属の摩耗量との関係について解析を行う。まず、滑動砂粒子数と横掘削角との関係は、 $\beta = \beta'$ に対応する作用力の金属面となす角 β'' に対して、前図-6.22より求めると、図-6.27がえられた。つぎに、個々の砂粒子による金属面に作用する力の大きさ N_{ij} は、(6.5b)式によって算定することができる。こゝに、 P_m は、前図-6.24において、 $\beta' = 0$ に対応する \overline{AD} であるが、 $\beta = \beta'$ においては、作用力は \overline{BD} となる。しかし、この場合、 \overline{BD} の垂直成分は $\overline{AD} = P$ としたときの $P \cdot \sin \beta$ と等しくなる。したがって、単位面積あたりの砂粒子数を n とした場合に、 nP は実験の結果より深さ 20cm に対して 1.108kg/cm^2 と与えられるので、 $P = 1.108/n$ として計算することができる。また、力の作用方向の分布形を 20 等分するとき、式(6.13)をかきなおせば、金属面の単位移動距離について単位面積あたりの金属の摩耗量は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 M_2 &= K\rho \tan(\theta'/2) \cdot \frac{1}{20} \sum_j \alpha_j^2 \cdot \frac{n_A}{n_A + n_B + n_C} \cdot n \cdot \eta' \\
 &= K\rho \tan(\theta'/2) \cdot \frac{n}{20} \sum_j \left(\frac{k^2 \sin(\theta/2)}{4H_v \tan^2(\theta/2)} \right) \cdot N_{ij} \cdot n_A \cdot \eta' \\
 &= K\rho \tan(\theta'/2) \cdot \frac{nP k^2 \sin(\theta/2)}{4H_v \tan^2(\theta/2)} \cdot \eta' \cdot \frac{1}{20} \sum_j \frac{\sin r_j}{\cos(\pm \sigma t_j)} \cdot n_A \\
 &\quad (n_A + n_B + n_C = 1) \qquad \qquad \qquad (6.20)
 \end{aligned}$$

こゝに、砂粒子は、金属面上において、その移動方向に作用する力とその逆方向に作用する摩擦抵抗力との差（ $\cos \beta'' - \mu \sin \beta''$ ）に比例する）によって運動する。 $\beta = \beta'$ の場合について、金属面の横掘削角 β と $(\cos \beta'' - \mu \sin \beta'')$ とは、図-6.28に示したように変化する。なお上式において、金属面上を走行する砂粒子の運動速度と金属面の進行速度との比 η は、砂粒子に作

用する力差に比例すると仮定した。

また、同式において、砂粒子による金属面への作用力の垂直成分に關係する項 $(1/20) \Sigma \{ \sin r_j / \cos(\pm \sigma t_j) \}$ について金属面の横掘削角との關係を求めると、図-6.29がえられた。

したがって、金属の摩耗量 M_2 は、 $nP = 1.108 \text{ kg/cm}^2$ 、 $\theta = 110^\circ$ 、 $\theta' = 130^\circ$ 、 $k = 0.6$ および $K = 1$ とす

るとき、金属面の横掘削角 β に対して図-6.30に示すように、変化することが判明した。 $\beta = 30^\circ$ の近傍において、摩耗量が最大値となることは、実測値（前図-6.18）とよく一致することが実証された。

また、前式（6.17）に示した定数 μ_0 は前表-6.2から算定され、 β の値に対しては一定値をとる。これは、前図-6.25、6.27からも容易に確認される。

6.4.4 金属の摩耗

量に及ぼす主要因

金属の摩耗量を支配する主たる要因は、金属面上を流動する砂粒子による外力であり、

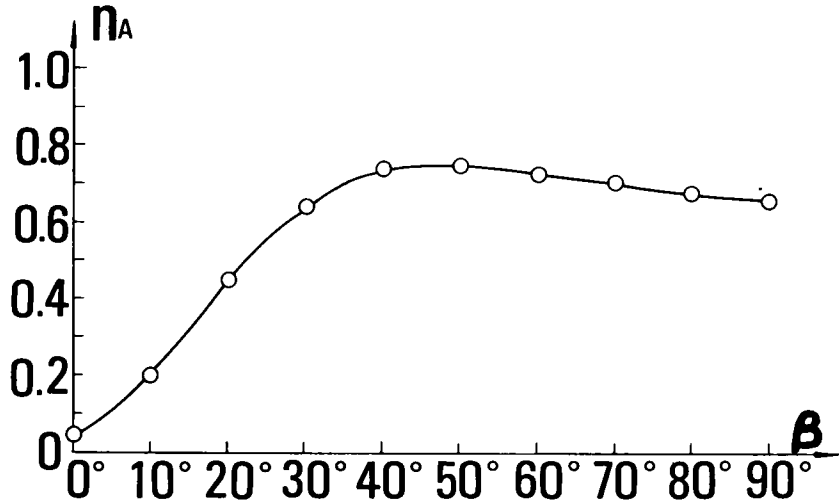


図-6.27 滑動土粒子数 n_A と横掘削角 β との關係

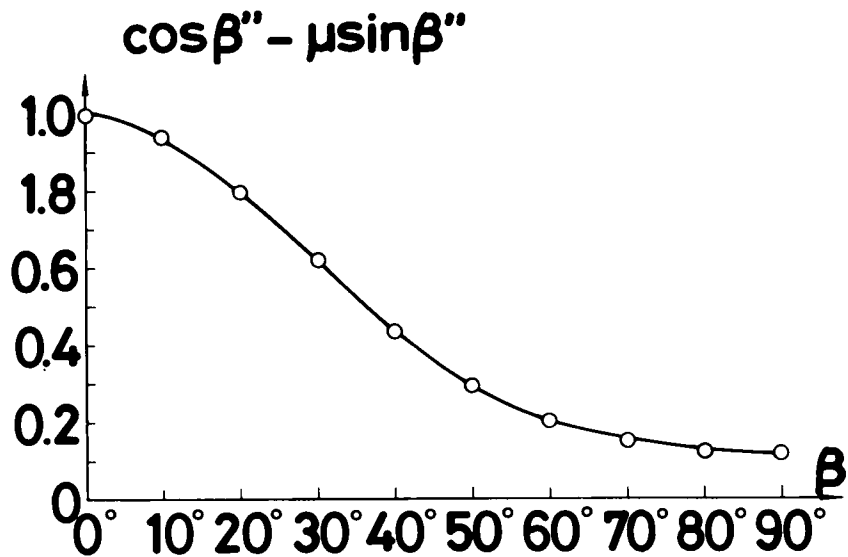


図-6.28 $(\cos \beta'' - \mu \sin \beta'')$ と横掘削角 β との關係

垂直面圧および摩擦係数の大きさによって、その外的条件を表現することができる。すなわち、金属面上の個々の砂粒子の運動形態が摩擦係数の大きさに影響を与え、また、個々の作用力の合力は、垂直面圧および摩擦抵抗力として表現される。一方、摩擦抵抗力の大きさは摩擦係数に依存するので、結局、摩耗量に影響を与える砂粒子の運動形態と作用力の大きさを実測可能な摩擦係数および垂直面圧で表わすことにより、金属の摩耗量との関係を見出すことが可能となる。

さて、金属面に作用する垂直面圧 p は、一般

に式(6.19)に示すように、掘削深さおよび金属面の掘削角によって変化するが、金属の摩耗量との関係を求めるとき、砂粒子の運動形態を表現する摩擦係数 μ 、砂粒子と金属面との相対速度

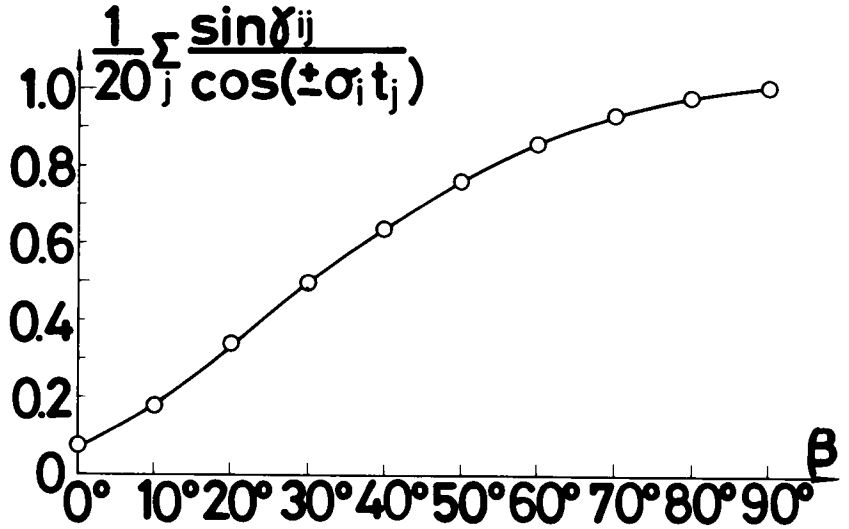


図-6.29 垂直力に関する項と横掘削角 β との関係

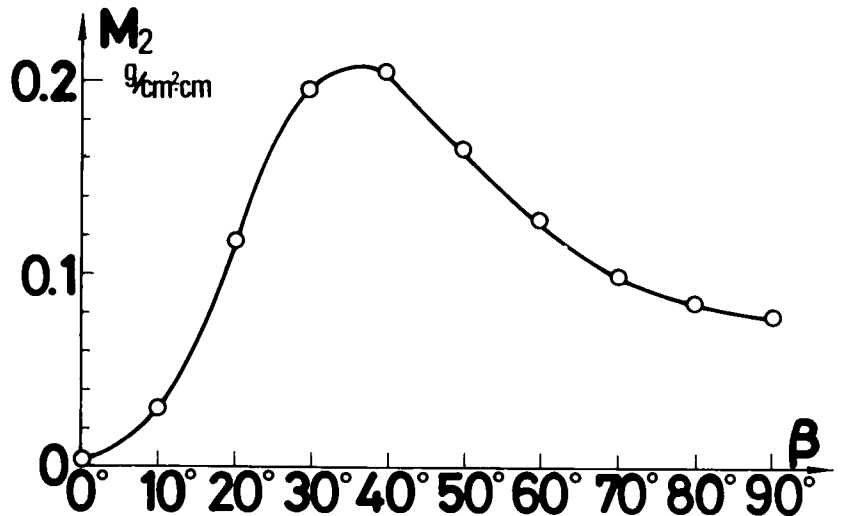


図-6.30 摩耗量 M_2 と横掘削角 β の関係(計算値)

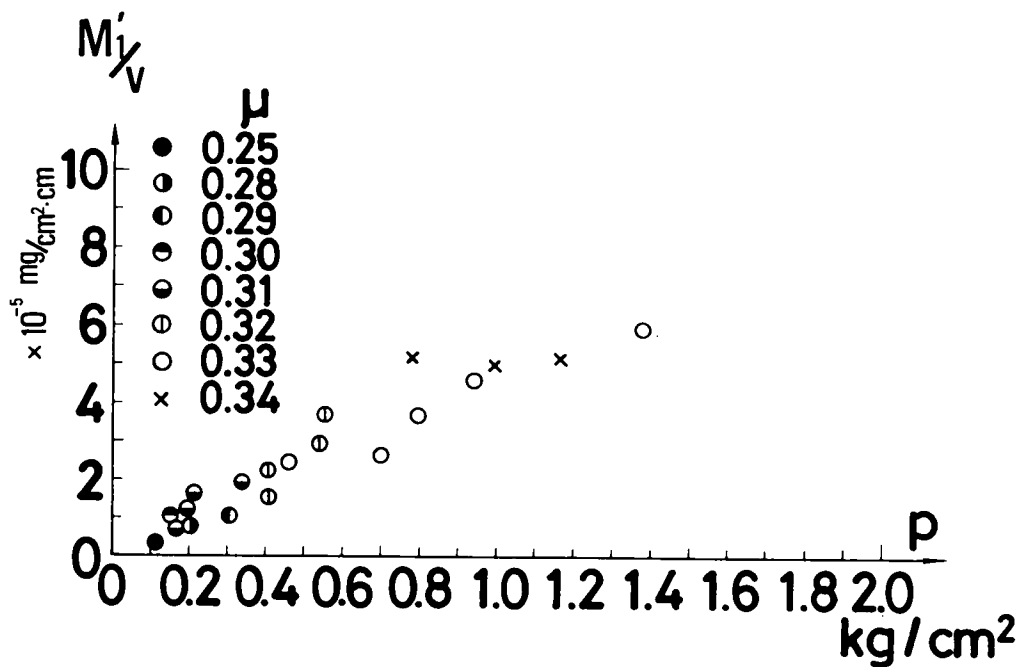


図-6.31 (a) 乾燥状態における $M'_{1/v}$ と p の関係

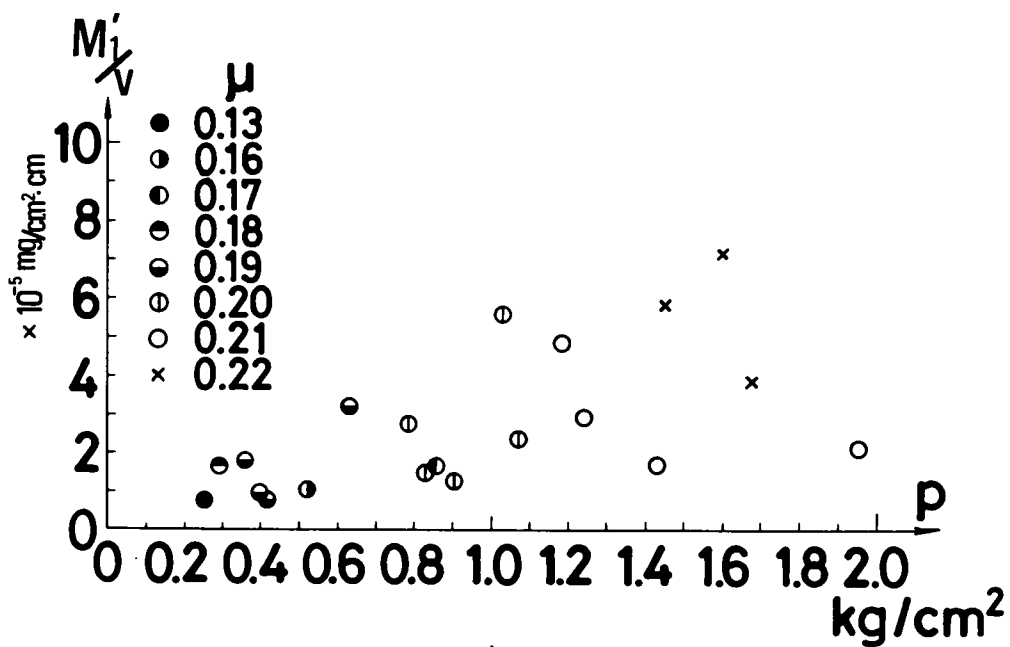


図-6.31 (b) 水浸状態における $M'_{1/v}$ と p の関係

v によって分析する必要がある。いま、 M_1'/v と p との関係を μ に対して求めると図-6.3.1がえられ、 M_1'/v と p との間にほぼ比例関係があることが判明した。つぎに M_1'/pv と μ との関係を最小自乗法によって求めると、図-6.3.2に示すように、両者の間に次式で示す比例関係が成立した。

なお、この場合は、諸量の相対的な関係式のみを求めることを目的としているため、相対速度 v に対して無次元量である η を代入して算定していることを付記する。

乾燥状態にあるとき、

$$M_1'/pv = 3.958\mu - 7.55 \quad (\text{相関係数 } 0.82)$$

水浸状態にあるとき、

$$M_1'/pv = 3.450\mu - 3.44 \quad (\text{相関係数 } 0.43)$$

したがって、金属の摩耗量 M_1' と垂直面圧 p および摩擦係数 μ の間には、つぎの実験式が成立した。

$$M_1' = K^v (\mu - \mu_0) p \cdot v \quad (6.21)$$

ここに、 μ_0 は、気乾燥状態で 0.190 ± 0.040 であり、水浸状態では 0.100 ± 0.040 であった。

すなわち、金属の摩耗量は、摩擦係数、垂直面圧および金属面と砂粒子との相対速度の積として表わされ、前述の理論式の結果とよく一致することが判明した。

なお、前節にも述べたように、金属の摩耗量 M が金属面の位置、すなわち掘削深さ D に対して金属面の横掘削角 β の関数であるとして表示すると次式をえる。

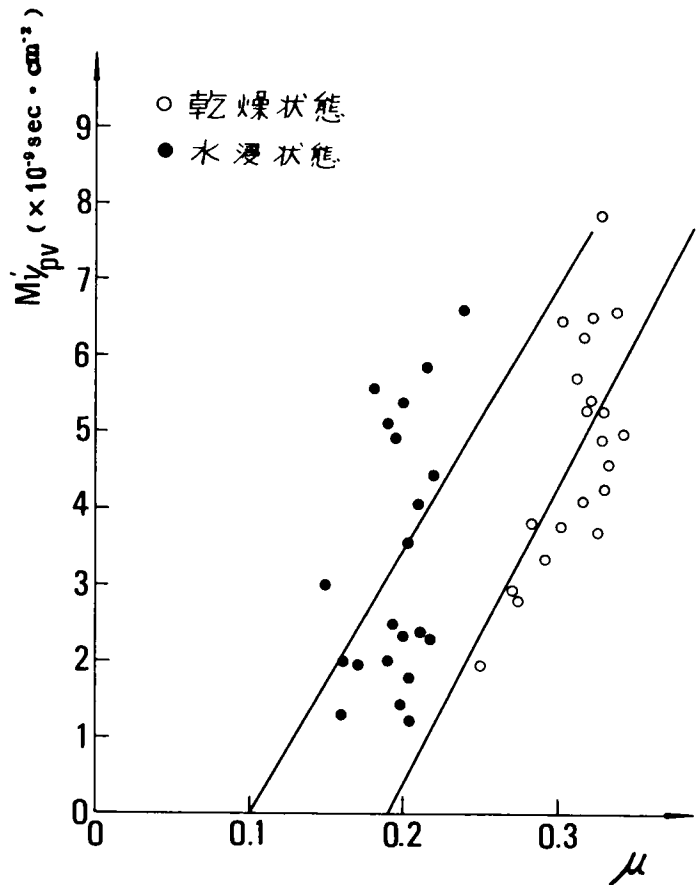


図-6.3.2 M_1'/pv と μ との関係

$0 < \beta < \tan^{-1} B$ のとき

$$M = A \left(\sin 2\beta - \frac{\sin^2 \beta}{B} + C\beta \right)$$

$\tan^{-1} B < \beta < \frac{\pi}{2}$ のとき

$$M = A (B \cos^2 \beta + C\beta) \quad (6.2.2)$$

こゝに、 A は、掘削深さに関する係数、 B および C は、砂粒子の大きさ、形状および間げき比、金属の材質および含水比などに関する係数である。

6.5 結 論

ゆるく堆積した砂質土と金属面との間の摩擦抵抗およびそれらに帰因して発生する金属の摩耗現象について、それらの機構を解明し、二、三の実験的考察を行った結果を要約すると、つぎのようになる。

- (1) まず、斜面上を砂粒子が重力の作用によって走行する場合の運動形態を静止、滑動および転動に分類し、個々の砂粒子と斜面を形成する金属との摩擦係数および砂粒子形状による転倒角を実測することにより、与えられた斜面の傾斜角に対して斜面上の砂粒子の運動形態を分析することが可能である。
- (2) つぎに、金属面の横掘削角に対して砂粒子による金属面上に作用する作用力の方向を斜面上の砂粒子に作用する重力の方向と読みかえることにより、金属面上の砂粒子の運動形態を分析することができる。全砂粒子による金属面との摩擦係数は、静止砂粒子に作用する摩擦成分、滑動砂粒子および転動砂粒子の摩擦係数から算定される摩擦力の和を全垂直力で除した値として算定される。また、砂粒子のひっかけ作用による金属の摩耗量は、滑動砂粒子数、砂粒子に作用する垂直力による粒子の金属面への貫入深さおよび砂粒子と金属面との相対運動速度から理論的に算定することが可能であり、理論式(6.1.1)～(6.1.3)をえた。なお、掘削深さが増加するにしたがい、砂粒子は相互に拘束され、斜面上の砂粒子の運動とは様子が異なる。この場合には、滑動土粒子数に対して拘束度係数を乗じて修正する必要がある。
- (3) 本章では、摩擦および摩耗の機構から理論式(6.1.7)を誘導し、ゆるく堆積した砂質土中を移動する金属面の摩耗量と金属面上の砂粒子の進行速度、接触面圧および摩擦係数との関係を解析し、実験式(6.2.1)の妥当性について明らかにした。また、金属面の摩耗量が掘削深さおよび金属面の横掘削角によってどのように変化するかについて考察した。
- (4) とくに、乾燥した堆積砂質土について、金属面の進行方向となす角度が 30° 近傍において最も激しく摩耗することが実験より判明したが、これは理論的には、上述の3つの要因によって解析を行うと式(6.2.2)に示す摩耗曲線がえられ、この角度において極大値を与えるなどの摩耗

特性を数式化することが可能となった。

- (5) 一般に、湿潤堆積砂質土については、金属面上の運動形態および運動方向は乾燥時の場合とは異なり、土中水が金属面の砂粒子の挙動を左右しているが、摩擦および摩耗の機構を考察する場合に、乾燥時における諸機構を原則とし、水の影響に対する詳細な実験的観察を通してこれを修正することにより、より普遍的な摩耗の機構の把握が可能である。

以上は、ゆるく堆積した砂質土による金属面の摩耗特性について個々の砂粒子の運動形態、作用力および金属面上の砂粒子の運動速度に着目し、普遍的な法則性の追究を試みたが、掘削刃のエッジなどの摩耗については未解明の点が多く、次章においてこの問題を取り扱っていく。

参 考 文 献

- 1) 畠昭治郎, 室達朗: 土木学会論文報告集, 192 (1971. 8) 111.
- 2) 畠昭治郎, 室達朗, 栗山保: 昭和45年度土木学会関西支部年次学術講演概要, (昭45. 5) (Ⅲ-40-1).
- 3) 畠昭治郎, 室達朗: 第25回土木学会年次学術講演会講演概要, 第Ⅲ部(昭45. 11) 247.

第7章 土砂による工具エッジ部分の摩耗特性^{1),2)}

7.1 概 説

掘削機構の作業部分として重要なブルドーザのブレードのカッティングエッジやエンドビット、掘削バケットの爪およびリッパのチップなどの掘削工具エッジ部分の土砂による摩耗劣化は、他の工具平面部分と比較して非常に激しく、掘削性能を著しく低下せしめている。このエッジ摩耗に関する諸問題を解決することが、掘削機械全体の能力を向上させるためのキー・ポイントであるといっても過言ではない。したがって、エッジ摩耗の機構を究明し、その摩耗特性を把握することが、十分な摩耗対策を樹立し諸問題に対処していく上で、早急に解決すべき重要な課題である。

本章においては、掘削工具の摩耗に最も大きな影響を及ぼす金属エッジ部分の摩耗についてその機構を解明し、堆積した砂および礫に対する金属エッジの摩耗特性に関する実験的考察を行った結果について論述する。さらに、エッジ摩耗に関する基本的な理論的考察にもとづいて、より合理的な掘削刃の刃先形状に関する設計指針をえるための基礎的な形状変化特性を把握することを主目的としている。砂礫による金属の摩耗は、金属面上に土粒子がある荷重を受けて移動するときその粒子によるひっかけ作用によって起こるが、その機構は金属面が平面である場合と自由面の多いエッジ部分の場合とでは金属の破壊状況が根本的に異なる。そのために、単粒子のひっかけ作用による金属エッジの破壊面について顕微鏡観察を行い、金属面の曲率と破壊域の大きさとの関係について明らかにした。その後、エッジ部分に作用するくい込み抵抗およびエッジの曲率と破壊形態の関係とから、摩耗によるエッジの形状変化特性と摩耗量を算定するための理論解について述べている。つぎに、理論式の妥当性について実証するために、いくつかの実験を行った。まず、丸鋼によるエッジ摩耗として円筒面および底部エッジ部分の形状変化について、締め固めた砂質土中に丸鋼を鉛直に貫入させ、一定距離走行させた後、計測を行った。この基本的なエッジ形状について、実測された摩耗形状変化曲線と理論式にもとづいて電子計算機によって算定した理論曲線とはきわめてよく一致することを実証した後、より普遍的な金属エッジ部分の摩耗特性を把握し、合理的な掘削刃設計指針をえることに努めた。

7.2 金属エッジ部分の摩耗機構

7.2.1 単粒子によるエッジ摩耗の顕微鏡観察

単一土粒子が金属面に対して一定の垂直力を与えられ、金属平面をひっかく場合を考えると、その痕跡は一定の幅と一定の深さを有する条痕を形成する。しかし、金属面の曲率が增大するとひっかけ作用による破壊領域は増大する。これが、金属エッジ部における摩耗量がいちじるしく増大する一つの要因となっている。なお、金属面間の凝着摩耗については、すでに、E. Rabinowicz³⁾が説明しているように、材質の機械的性質だけでなくその表面エネルギーが大きな影響をもつものであり、相接する材質間の凝着の仕事とその間の摩擦と摩耗量との間に定量的な関係がある。すなわち、凝着の仕事は表面エネルギーで表わされ、金属エッジ部分においては、自由面が増大し曲率が大きくなるほど表面エネルギーは高くなり凝着の仕事は増大する。それにとまって、摩耗量は増大すると考え

られる。しかし、砂粒子による金属エッジ部分の摩耗については凝着摩耗によるよりもその大部分がひっかき作用による摩耗であり、金属材料の機械的強度がより重要であると考えられる。

まず、金属エッジ部分が2個の平面で形成されている2次元の場合について、単粒子によるひっかき試験を行い、2平面のはさむ交角の大きさに対して、その破壊領域の実態について金属顕微鏡による観察を行った。試験装置は、写真-7.1に示すマルテンスひっかき硬さ試験機を使用し、頂角 90°

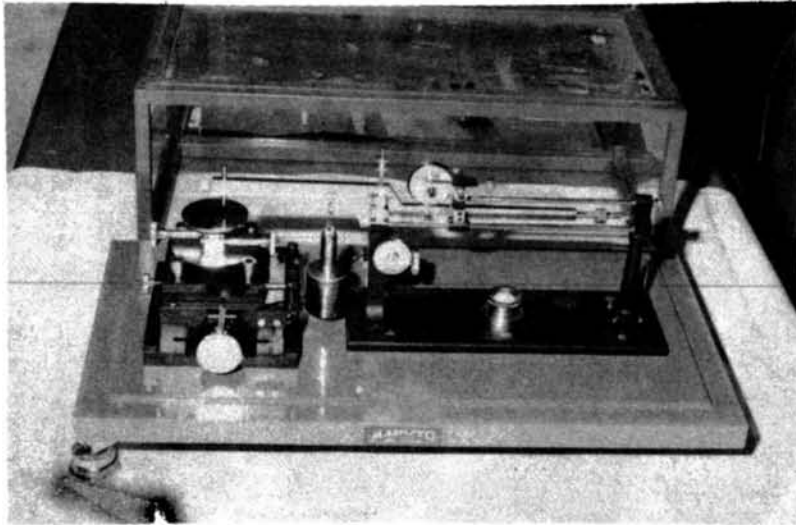


写真-7.1 マルテンスひっかき硬さ試験機

の円錐形ダイヤモンド圧子を、片面を水平に設置した供試体の金属面上で50グラムの一定荷重を与えて移動させ、エッジ部分にひっかき溝を作った。金属供試体としては、写真-7.2に示すビッカー

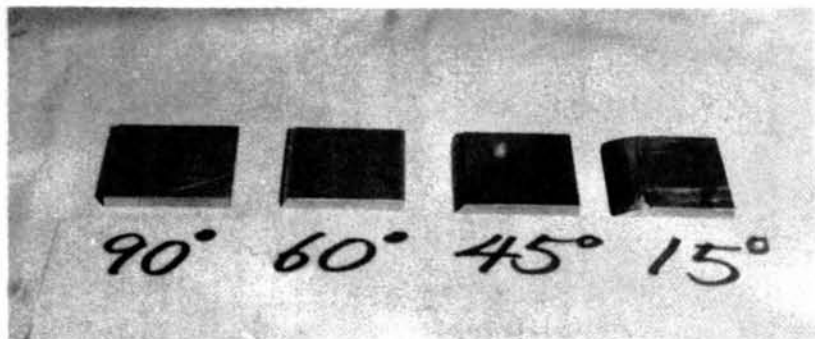


写真-7.2 エッジ試験用金属供試体

す硬さ $H_v = 79$ の銅板を使用し、エッジの交角として 15° ・ 45° ・ 60° ・ 90° ・ 105° ・ 135° および

160°の7種類の角度を選定し、これらの角度にエッジ部分を成形して表面仕上げを行った。エッジ部分のひっかけ破壊後の断面は、図-7.1に概略図を、またその一例を倍率600倍の金属顕微鏡を通して写真撮影したものを写真-7.3に示した。これらの図や写真で示したように、単粒子による条痕は平面部で一定であるが、エッジの稜線において急激に

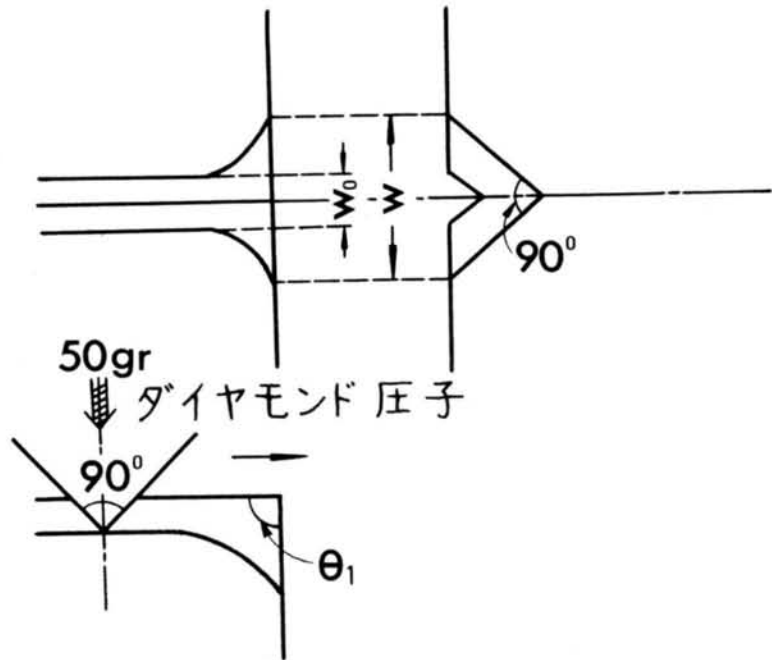
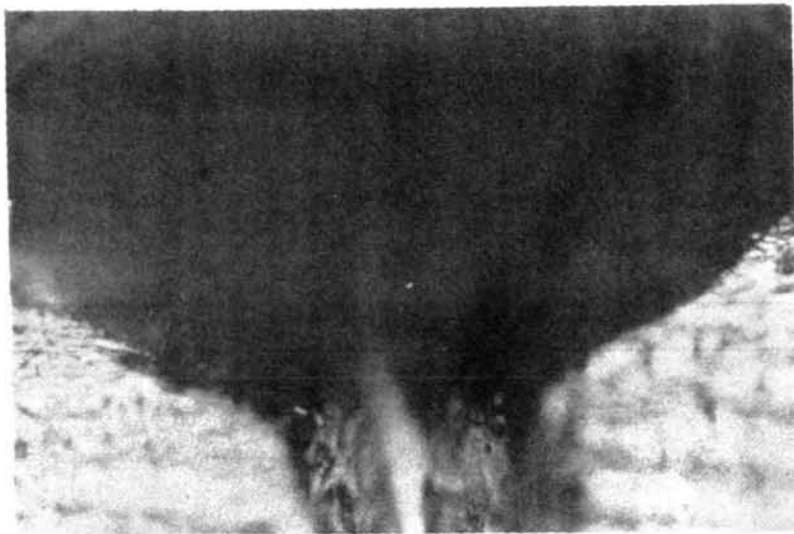
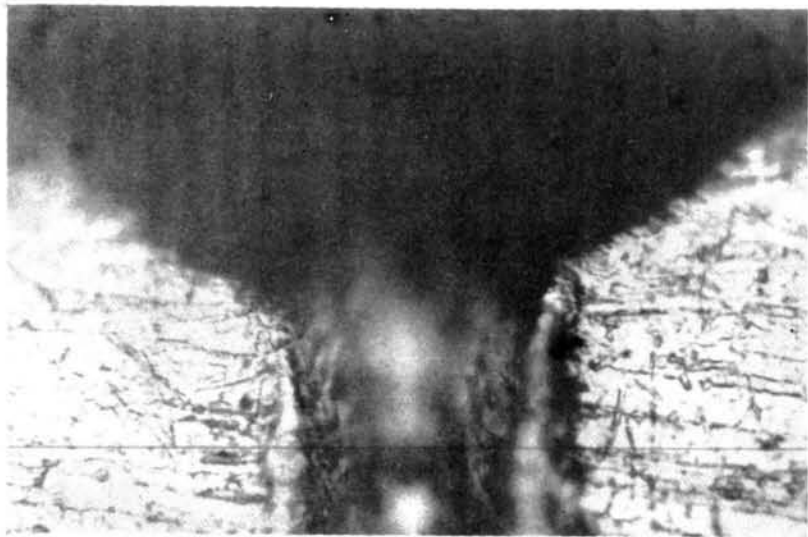


図-7.1 円錐形ダイヤモンド圧子による金属エッジ部の破壊形状

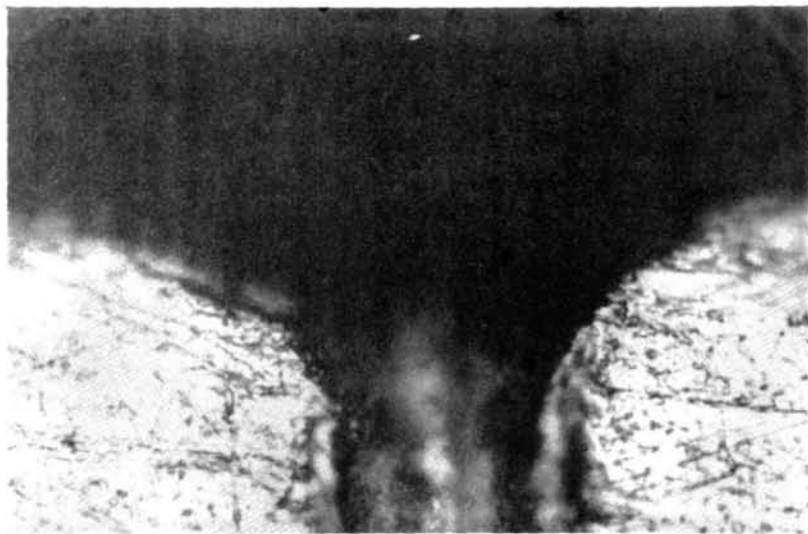
拡張する。この切欠き幅 w をそれぞれ実測し、交角 θ_1 との関係を求めると図-7.2で白丸印で与えられる。すでに、第4章において述べたように、静止時における単粒子の金属面への貫入深さ α_0 は、



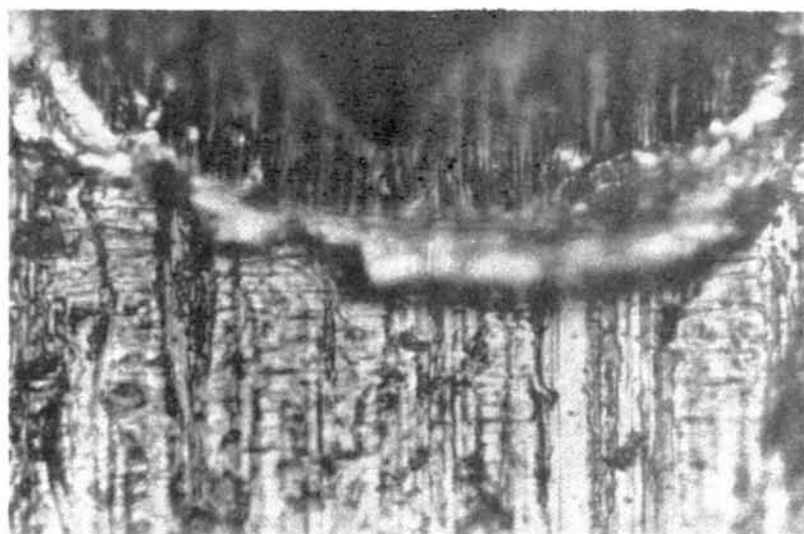
(a) $\theta_1 = 15^\circ$



(b) $\theta_1 = 45^\circ$



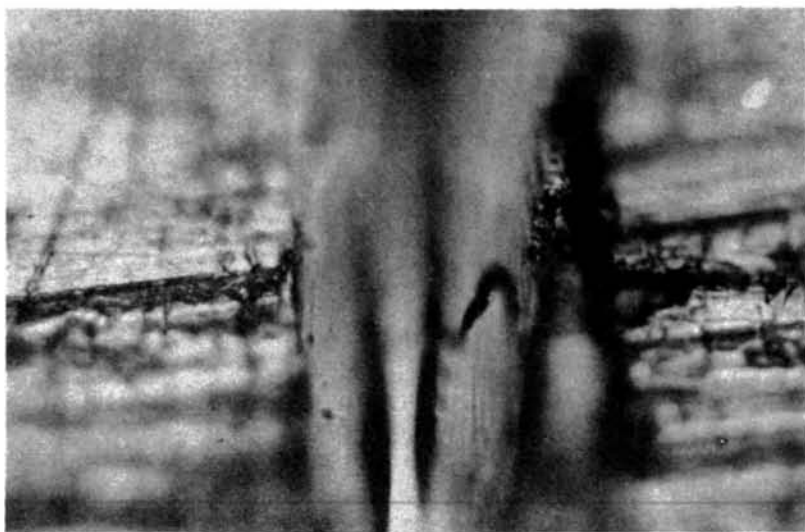
(c) $\theta_1 = 60^\circ$



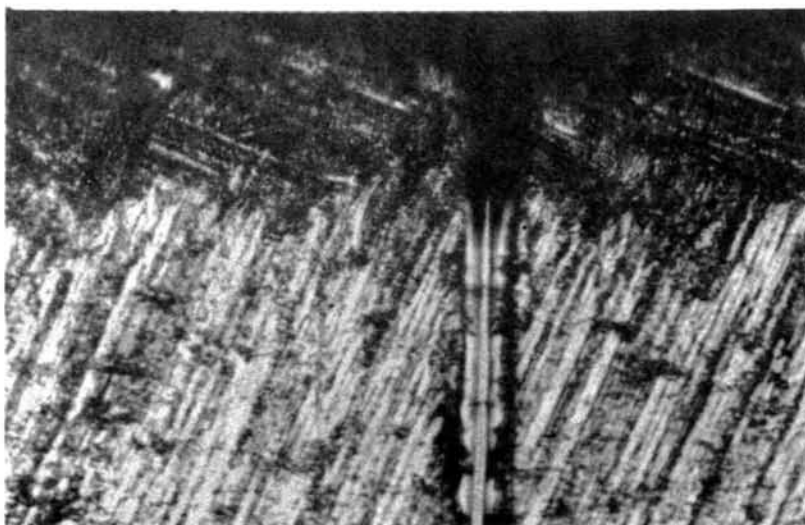
(d) $\theta_1 = 90^\circ$



(e) $\theta_1 = 105^\circ$



(f) $\theta_1 = 135^\circ$



(g) $\theta_1 = 160^\circ$

写真-7.3 ひっかき試験によるエッジ部の破壊断面(600倍)

次式によって算定される。

$$\alpha_0^2 = \frac{N \cdot \sin(\theta/2)}{4 H_V \cdot \tan^2(\theta/2)} \quad (7.1)$$

ここで、 $N = 0.050 \text{ kg}$ 、 $\theta = 90^\circ$ および $H_V = 7.9$ に対して、 $\alpha_0 = 10.5 \mu$ をえた。移動時における貫入深さ α と静止時における貫入深さ α_0 との比を貫入係数 k として表わすと次式で与えられる。

$$k = \frac{\alpha}{\alpha_0} \quad (7.2)$$

土粒子が平面を移動しているときには、実測値より $k = 0.6$ で与えられるが、エッジ部における陵線上では、貫入深さ α が切欠き幅 w の $1/2$ であるとする、貫入係数 k は $w/2\alpha_0$ で与えられる。平面部と陵線上の貫入係数の平均貫入係数を \bar{k} として、各交角 θ_1 に対して図示すると、図-7.2で黒丸印で与えられる。

なお、実際の工具エッジ部分の摩耗による形状変化を解析する場合、前述の2個の平面より形成される初期の鋭利なエッジ部分は、摩耗の進行とともにその陵線はすみやかに消滅し、ある大きな曲率をもった曲面が出現することを念頭に置かね

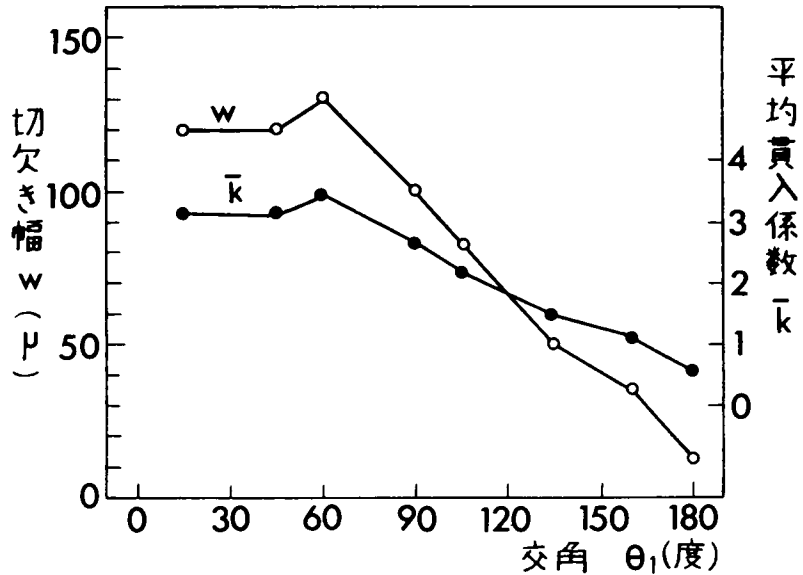


図-7.2 金属エッジ部における交角と切欠き幅および平均貫入係数との関係

ばならない。そのために、つぎの段階として、エッジ部分の曲率半径と貫入係数との関係を明らかにし、摩耗の進行とともに変化するエッジ部分の形状変化特性を解析する基礎データを作成する必要がある。

図-7.3は、この目的のために作成した種々の曲率半径を有する円筒金属供試体 ($H_V = 120$ 、炭素鋼SK-4) 上で対面角 136° の四角錐のダイヤモンド圧子に50グラムの荷重を加えて、中心軸のまわりに供試体を回転させてひっかけ試験を行った結果であり、曲率半径 r と貫入係数 k との関係を示すものである。なお、この場合、円筒面の法線方向に加える荷重の大きさによっては貫入係数 k の値はほとんど変化しないことが、荷重10~100グラムの範囲について行った実験の結果より判

明した。

この実験の結果、貫入係数 k と曲率半径 r との間には、つぎに示す実験式が成立した。

$0 \leq r < 5 \text{ mm}$ のとき

$$k = -0.02r + 0.80$$

$5 \text{ mm} \leq r < 100 \text{ mm}$ のとき

$$k = -\frac{1}{950}r + \frac{67}{95}$$

$r \geq 100 \text{ mm}$ のとき

$$k = 0.60 \quad (7.3)$$

上式で明らかのように、エッジの曲率半径が 5 mm 以下になると急激に破壊領域が増大することが判明した。

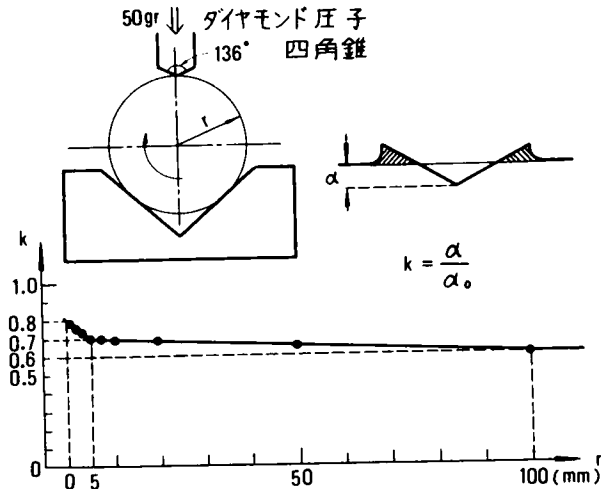


図-7.3 金属エッジ部における曲率半径 r と貫入係数 k との関係

7.2.2 エッジ摩耗による摩耗面の形状変化特性

ここでは、エッジ部分の土粒子によるひっかき破壊機構に関して前節でえた実験結果に基づいて、摩耗の進行とともに変化するエッジ部分の形状変化について理論的に考察する。まず、金属面の形状が2次元問題として取扱える場合を考える。すなわち、任意の時刻 t において、 x 、 y および z の3次元空間で表わされる金属面をすべての z の値に対して xy 平面で切断するとき、すべて $y = f(x)$ で与えられるとする。また、土粒子は金属面にそって、 xy 平面内で曲線 $y = f(x)$ の各点の接線方向にのみ滑動する場合について考察する。さて、時間 t の経過とともに、曲線 $y = f(x)$ の変化する様子を調べるために、図-7.4に示す x 、 y 、 t の3次元空間における曲面を $y = t(x, t)$ とした。図において、斜線でハッチした部分 ΔM は、その微小曲面を xy 平面へ投影した面積とする。すなわち、つぎの関係式が成立する。

$$\Delta y = \frac{\partial y}{\partial t} \Delta t \quad (7.4)$$

$$\Delta M = \Delta x \cdot \Delta y = \frac{\partial y}{\partial t} \Delta t \Delta x \quad (7.5)$$

なお、摩耗量 M は上式を積分することにより算定することができる。すなわち、次式で与えられる。

$$M = \iint \frac{\partial y}{\partial t} dt dx \quad (7.6)$$

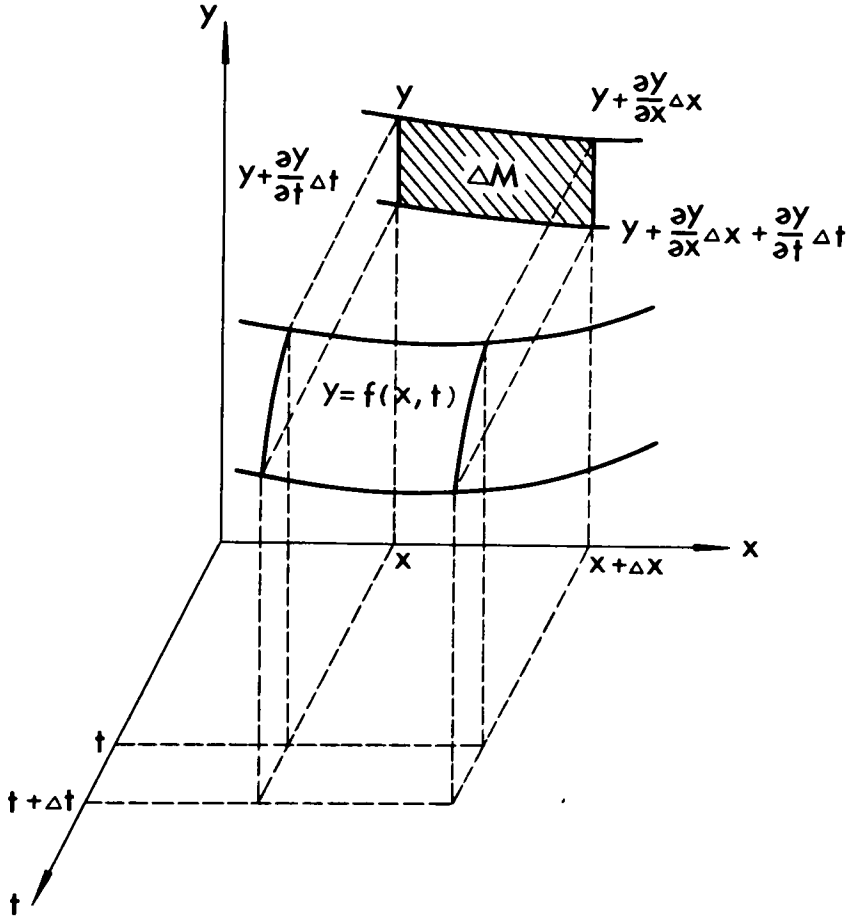


図-7.4 金属面の摩耗経時変化

一方、 Δt 時間中に土粒子は Δx まで速度 v で進行するとし、 n' を Δx 区間に存在する土粒子数、 m を単位区間に存在する土粒子数であるとする。すなわち、

$$n' = m \Delta x = m v \Delta t \quad (7.7)$$

である。

また、前式(7.1)および(7.2)で示した土粒子と金属面との間に作用する垂直力 N および貫入係数 k の値は x の関数となるので、貫入深さ α も次式で示すように x の関数で与えられる。

$$\alpha(x) = \left\{ \frac{k^2(x) \cdot \sin(\theta/2)}{4H_v \cdot \tan^2(\theta/2)} \cdot N(x) \right\}^{1/2} \quad (7.8)$$

したがって、(7.5)式で与えられる ΔM は、 Δt 時間中に Δx 区間において n 個の土粒子が通過したときのひっかけ作用による摩耗量として次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
\Delta M &= n' \{ \alpha(x) \}^2 \\
&= m v \cdot \frac{\sin(\theta/2)}{4 H_V \cdot \tan^2(\theta/2)} \cdot k^2(x) N(x) \Delta t \Delta x \\
&= c_1 k^2(x) N(x) \Delta t \Delta x \quad (7 \cdot 9)
\end{aligned}$$

ここに、

$$c_1 = m v \cdot \frac{\sin(\theta/2)}{4 H_V \tan^2(\theta/2)}$$

であり、 m 、 v 、 θ および H_V が一定値をとるとき、 c_1 は定数となる。

(7・5)式および(7・9)式から

$$\frac{\partial y}{\partial t} = c_1 k^2(x) N(x) \quad (7 \cdot 10)$$

なる微分方程式がえられる。

いま、金属面が平面である場合を考えると、 $k^2(x) = c$ (一定値) となり、また、 $N(x)$ が x の1次式 $b x$ (b は定数) で表わされるとき、金属表面の形状は次式で与えられる。

$$\frac{\partial y}{\partial t} = c_2 x \quad (c_2 \text{ は定数}) \quad (7 \cdot 11)$$

$$y = c_2 x t + c_3(x)$$

$t = 0$ のとき、 $y = f(x, 0)$ を代入して

$$y = c_2 x t + f(x, 0) \quad (7 \cdot 12)$$

さて、エッジ部分の金属表面の形状変化については、エッジ表面の曲率によって貫入係数 k の値は異なるので、単純に計算することはできない。すなわち、時間 t とともに変化する各点 x における曲率半径 $r(x)$ を算定した後、それらに対応する $k(x)$ の値を図-7.3 から読みとる必要がある。また、エッジ部に作用する垂直力 $N(x)$ は、いわゆる刃先に作用するくい込み抵抗力として、刃先角度と掘削方向によって種々の関数形をとり得る。ここで、エッジ部においては、仮に速度 v が増加しても、単位区間に存在する土粒子数 m は減少し、 n' の大きさは一定であるとする (7・10) 式より次式が成立する。

$$y = c_1 k^2(x) N(x) t + c_4(x) \quad (7 \cdot 13)$$

$t = 0$ のとき、 $y = f(x, 0)$ を代入して

$$y = c_1 k^2(x) N(x) t + f(x, 0) \quad (7 \cdot 14)$$

ただし、 $k(x)$ 、 $N(x)$ はある時間 t が経過した後の金属面の形状変化によって変化すると考えられるが、 t のある微小時間に対しては一定であるとする。

なお、時間 t 経過後の金属エッジ部の形状変化曲線を算定する場合には、つぎの方法によって $t = 0, 1, 2, \dots, n$ まで繰り返し計算する必要がある。

$$\begin{array}{rcl}
 t = 0 & f(x, 0) & = f(x, 0) \\
 t = 1 & f(x, 1) & = c_1 k^2(x, 1) N(x, 1) \times 1 + f(x, 0) \\
 t = 2 & f(x, 2) & = c_1 k^2(x, 2) N(x, 2) \times 1 + f(x, 1) \\
 t = 3 & f(x, 3) & = c_1 k^2(x, 3) N(x, 3) \times 1 + f(x, 2) \\
 \vdots & \vdots & \vdots \\
 \vdots & \vdots & \vdots \\
 \vdots & \vdots & \vdots \\
 t = n & f(x, n) & = c_1 k^2(x, n) N(x, n) \times 1 + f(x, n-1)
 \end{array}$$

+)

$$f(x, n) = c_1 \sum_{i=0}^n k^2(x, i) N(x, i) + f(x, 0)$$

すなわち、エッジ摩耗による時間 t 経過後の摩耗面の曲線形状は次式で与えられる。

$$f(x, t) = c_1 \int k^2(x, t) N(x, t) dt + f(x, 0) \quad (7.15)$$

また、その場合の摩耗量 M は (7.6) 式より

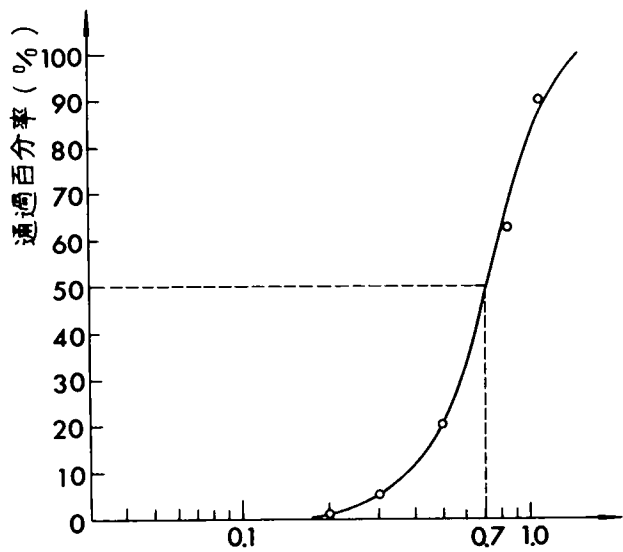
$$M = c_1 \iint k^2(x, t) N(x, t) dt dx \quad (7.16)$$

で与えられる。

7.3 丸鋼によるエッジ摩耗の実験的考察

7.3.1 実験の装置と方法

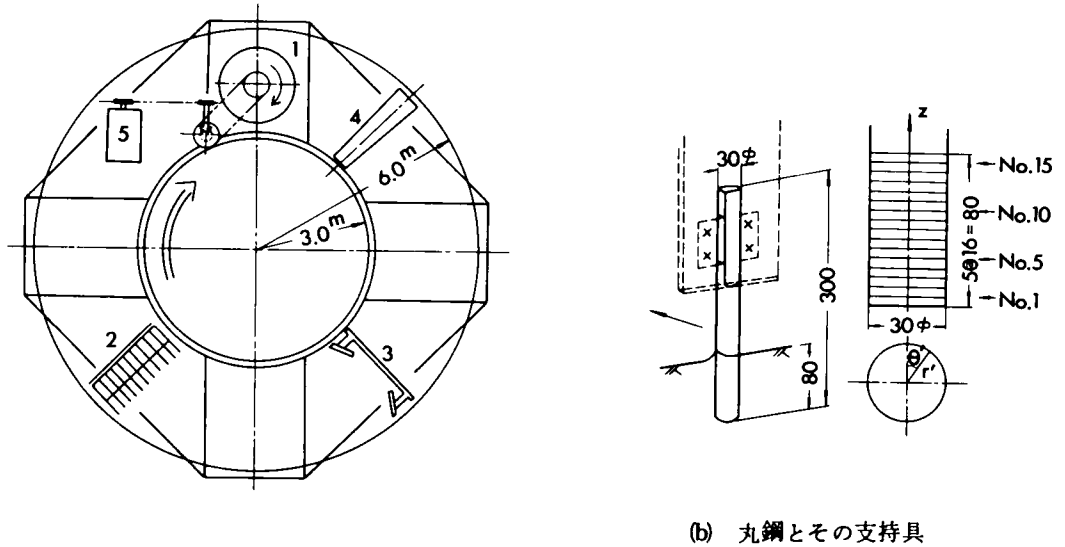
試料土は滋賀県琵琶湖湖底から採取した砂粒子からなり、その粒径加積曲線は図-7.5に示すとおり、平均粒径は0.70mm、標準偏差は1.55の対数正規分布をなしている。また、均等係数は3.33で曲率係数は0.90であった。この砂質土の鉱物組成を磁石およびテトラブromエタン重液(メチルアルコールにより、比重2.60に調合)によって分析した結果、石英5.71%、



-175- 図-7.5 試料土の粒径加積曲線 粒径 (mm)

長石類 9.376% および有色鉱物 0.53% なる成分構成をなし、その平均比重は 2.65 であった。

この試料土を、第 2 章においてのべた外径 6.0 m、円径 3.0 m および深さ 0.7 m の円環土槽内に充てんし、気乾燥状態で転圧ローラにより締固めを行った。なお、この試料土は、図-7.6 (a) に示すよ



1. 回転円板（丸鋼供試体を設置）
2. ひっかき柵
3. かきならし板
4. 転圧用ローラ
5. 5PSモーター

(a) 回転台車概略平面図

図-7.6 摩耗試験機とその装置

うに、上述の円環土槽上を回転する台車にとりつけたひっかき柵、かきならし板および転圧ローラによって順次加工成形され、常に新鮮な試料土として連続摩耗試験に供されるのである。

金属供試体としては、同図-7.6 (b) に示す直径 30 mm、長さ 300 mm の丸鋼を使用した。その材質は、炭素工具鋼 SK-4 であり、その化学成分は、C : 0.90 ~ 1.00%、Si : 0.35% 以下、Mn : 0.50% 以下、P : 0.030%、S : 0.030% 以下であり、そのビッカース硬さ H_V は 120 である。この丸鋼を写真-7.4 に示した供試体支持具にとりつけて、試料土面より 80 mm 鉛直に貫入させ、写真-7.5 に示すように、台車に取りつけた直径 80.0 cm の回転円板に固定支持させた。台車の走行速度を 8.8 cm/sec とし、回転円板の回転周速度を 50 cm/sec として一定時間、供試体を土槽上で回転させながら水平方向に走行させるものである。なお、ここで使用した線荷重 160 kg/m の転圧ローラによる転圧密度は 1.69 g/cm² であり、この場合の丸鋼に作用する土圧抵抗力は、平均 5.1 kg であった。

供試体エッジ部分は、2つの部分、すなわち、円筒面と底部とから形成される。後者の底部は、直径30mmの円筒を軸と直角方向に切断した底面と側面の円筒面との交線部分である。また、エッジ摩耗による形状変化量は、前図に示したようにz軸方向に5mm間隔で円筒を切断し、各中心角 θ' の値に対して、中心からの距離 r' を実測して算定した。

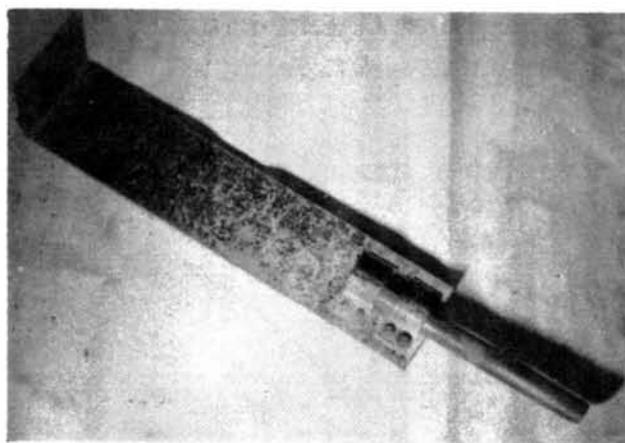


写真-7.4 供試体支持具

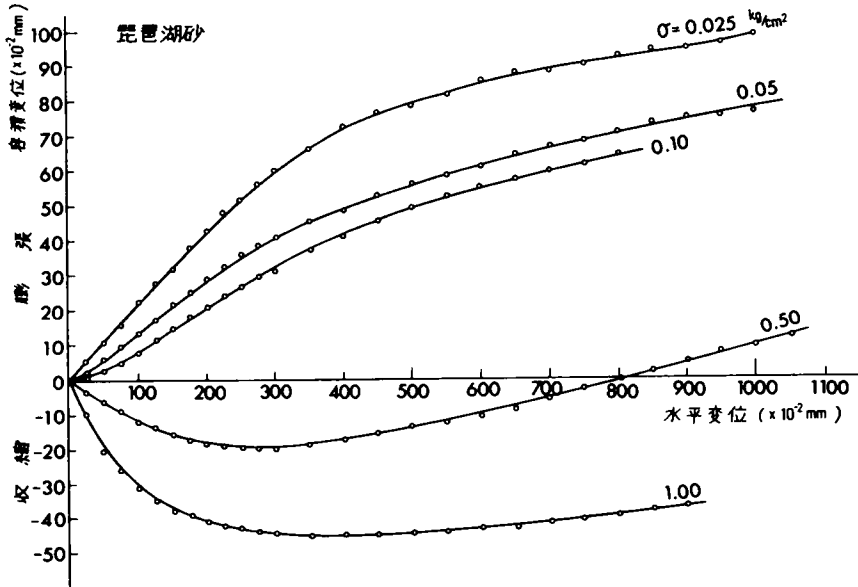


写真-7.5 回転円板に支持された丸鋼の供試体

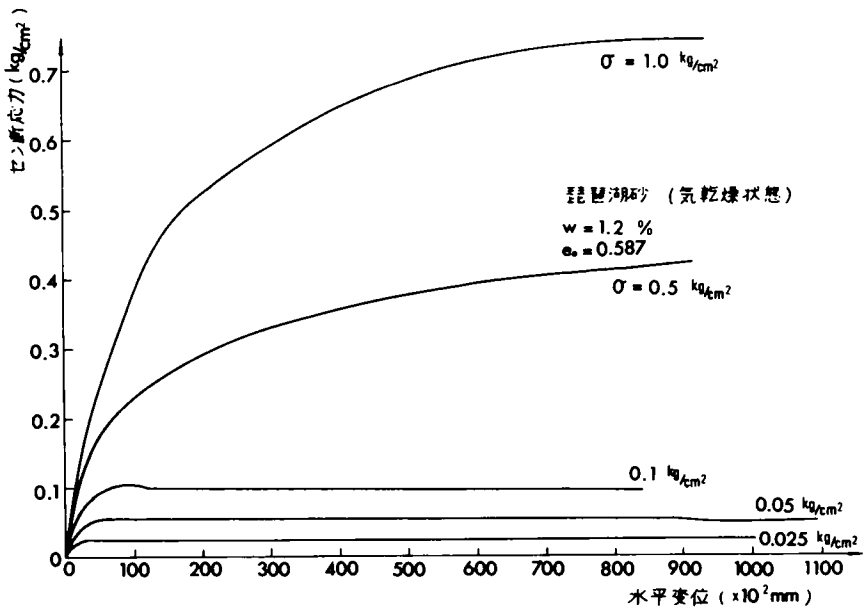
7.3.2 丸鋼端部のエッジ摩耗による形状変化特性

(1) 丸鋼に作用する土圧反力分布

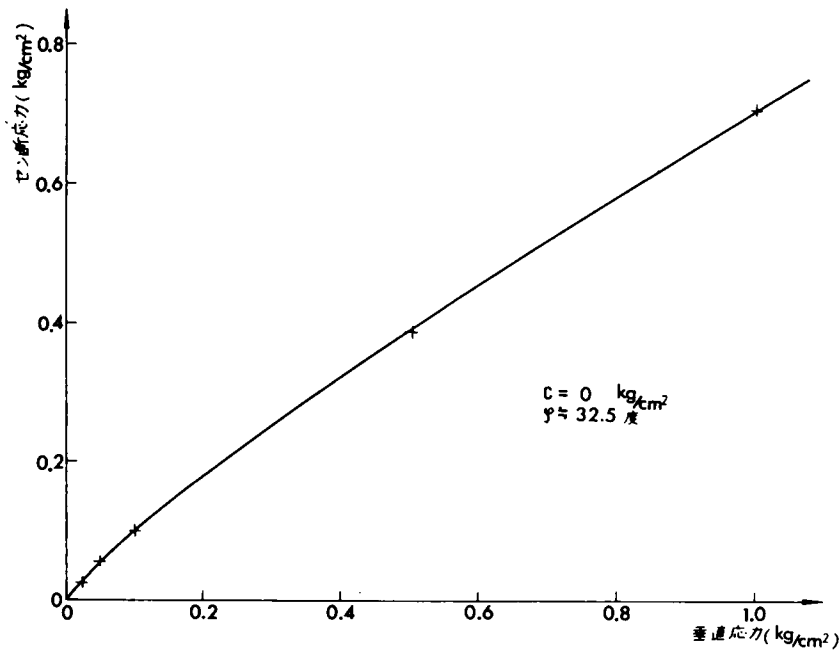
丸鋼による表土掘削においては、垂直応力の微小な範囲 ($0 \sim 30 \text{ g/cm}^2$) を取扱うので、と



(a) 容積変化量—水平変位曲線



(b) せん断応力—水平変位曲線



(c) せん断応力と垂直応力の関係

図-7.7 試料土のせん断強度特性

くにその微小垂直応力に対するせん断特性を把握しておく必要がある。図-7.7 (a), (b)および(c)に示したのは、試料土を所要の締め固め圧力 1.0 kg/cm^2 で直径 6.0 cm のせん断箱に充てん成形した後、気乾燥状態で一面せん断試験を行った結果である。同図(a), (b)に示したのは、一定の垂直応力 $0.025, 0.050, 0.100, 0.500$ および 1.000 kg/cm^2 に対する容積変化量-水平変位曲線およびせん断応力-水平変位曲線である。また、(c)に示したのは、せん断応力と垂直応力の関係であり、とくに微小垂直応力において破壊包絡線に顕著な特徴は見られず、両者の間には近似的に直線関係が成立した。

さて、丸鋼の進行にともなう土の破壊領域は、図-7.8に示すように、そのすべり土塊は円錐形状となる。今、簡単のため、すべり土塊は丸鋼を鉛直母線とする円錐体であるとす。その円錐体はRankine塑性域の受働すべり面群でおおわれているとして考察する。そのとき、表層からのある深さ z において丸鋼に作用する土圧は、同図に示すように B' 点を通るすべり面、すなわち、 B' 点を頂点とする円錐体の全表面積

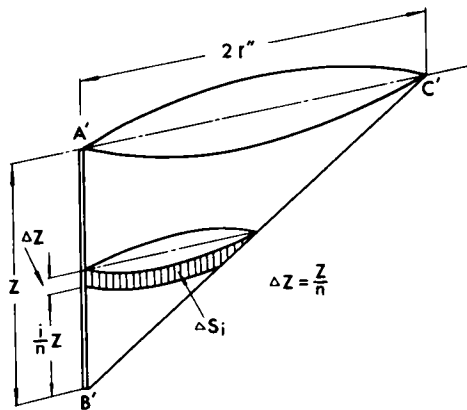


図-7.8 丸鋼によるすべり土塊

に作用するせん断抵抗力の総和および自重から算定することができる。

すなわち、図中ハッチした部分のすべり面 ΔS_i に作用するせん断抵抗力 τ_i を求めることによりB'点における土圧反力はつぎに示すように $\sum_i \tau_i \Delta S_i$ で与えられる。

$$\Delta S_i = 2\pi r'' \cdot \frac{i}{n} \cdot \Delta z \quad (7 \cdot 17)$$

ここで、問題を簡単化して丸鋼と試料土との間の摩擦抵抗によるすべり線の過渡領域部分を無視し、直線すべり線のみを考えるときは、

$$r'' = \frac{1}{2} z \tan\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \quad (7 \cdot 18)$$

となる。したがって、

$$\Delta S_i = \pi \cdot \frac{i}{n^2} \cdot \tan\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \cdot z^2 \quad (7 \cdot 19)$$

また、

$$\tau_i = rz \left(1 - \frac{i}{n}\right) \frac{\cos \varphi \cdot \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (7 \cdot 20)$$

となるから、

$$\begin{aligned} \sum_i \tau_i \Delta S_i &= \sum_i \pi r \frac{i}{n^2} \left(1 - \frac{i}{n}\right) \tan^2\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \sin \varphi \cdot z^3 \\ &= c_5 z^3 \quad (c_5: \text{定数}) \end{aligned} \quad (7 \cdot 21)$$

したがって、丸鋼に作用する受働土圧反力分布は深さ z の3乗に比例することが判明した。

すなわち、エッジ部分に作用する土圧反力分布型が、 z^3 に比例するとすると、丸鋼にはゆるく盛り上った部分から先端に到るまで、自重による圧力分布 $K_1 z$ および地表面以下において受働土圧による圧力分布 $K_2 z^3$ が作用し、先端エッジ部にはさらに $K_3 z^2$ なる土圧が作用するのである。

上述の理論を実証するために、前図-7.6に示した供試体支持具に幅 $B=30\text{mm}$ 、厚さ 5mm の鉄板を取り付け、長さ方向に 5mm 間隔でストレインゲージを貼り、同一条件で締め固めた試料土中にその鉄板を 20cm 貫入させ、そのまま水平方向に移動させるときの土圧反力分布をモーメント図から逆算すると図-7.9がえられた。なお、前章において幅 $B=12\text{cm}$ の鉄板に作用する垂直土圧を実測した結果を同図面内にプロットした。鉄板の幅 B の大きさによって、土圧反力分布は深さ方向に変化するが、幅が小さくなるにしたがって土圧は深さの3乗に比例して増大する傾向がみられる。また、点線で示したのは上述の理論から計算した理論曲線であり、本実験値とよく一致することが判明した。

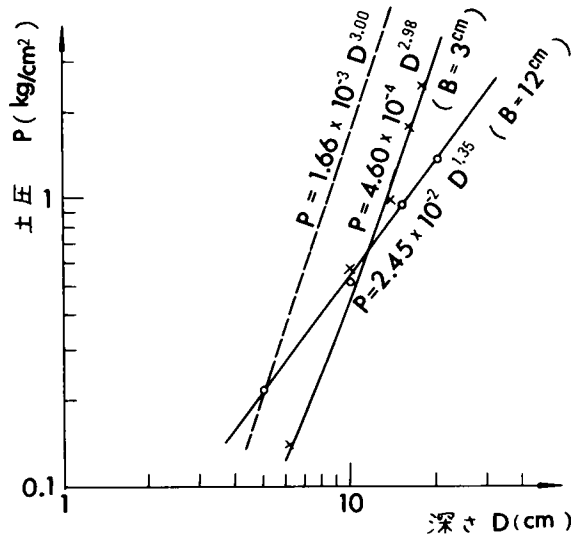


図-7.9 丸鋼に作用する土圧反力分布

(2) 摩耗形状変化の実測値と理論曲線との比較

丸鋼の進行方向を $\theta' = 0$ とするとき、各 θ' の値に対してその丸鋼を縦断するとき、試料土と接する側の母線 $f(r, z)$ が摩耗によってどのように形状変化していくかについて実測した。図-7.10は丸鋼を約1.000km移動させた後の摩耗による形状変化量を丸鋼原側面からの長さとして縦軸にとり、横軸に丸鋼原底面からの長さをとって、それぞれの角 θ' に対する形状変化特性を図に示したものである。図より明らかなように、 $\theta' = 60^\circ$ 近傍においていちじるしく摩耗し変形していく状態がよく判る。また、丸鋼の底面に位置するエッジ部分に近づくにつれて摩耗量は次第に増加し、エッジ部において顕著に摩耗が進行していく状況を定量的に把握することができる。すなわち、エッジ摩耗は、底面から約5mmの位置から急激に大きなくい込み抵抗力が作用し、エッジ部における曲率の増大にともなう貫入係数の増加と相まって、いちじるしくその摩耗量を増大させているのである。なお、図中の実線は、参考のため、後述する理論曲線を図-7.12より引用したものである。

さて、前述した理論式(7.14)にもとづいて、電子計算機によってその摩耗形状変化曲線を算出し、実験値との比較を行う。計算手順を図-7.11に示すプログラムの一例にしたがって説明する。丸鋼が試料土中を走行する場合の盛り上がり高さは実測値より2.0cmとなるので、丸鋼と試料土の接する全長10.0cmに対して算定する。ある角度 θ' に対して、丸鋼を縦断したとき、 $T=0$ における円筒の母線の方向をX座標にとり、これに垂直な方向をY座標として時刻Tにおける円筒側線のY座標を $Y = f(X, T)$ とする。まず、初期条件として $T=0$ において $Y = f(X, 0)$ を読み込ませ、つぎに、 $T = T$ に対する曲線の曲率半径R(K)を次式によって算定する。

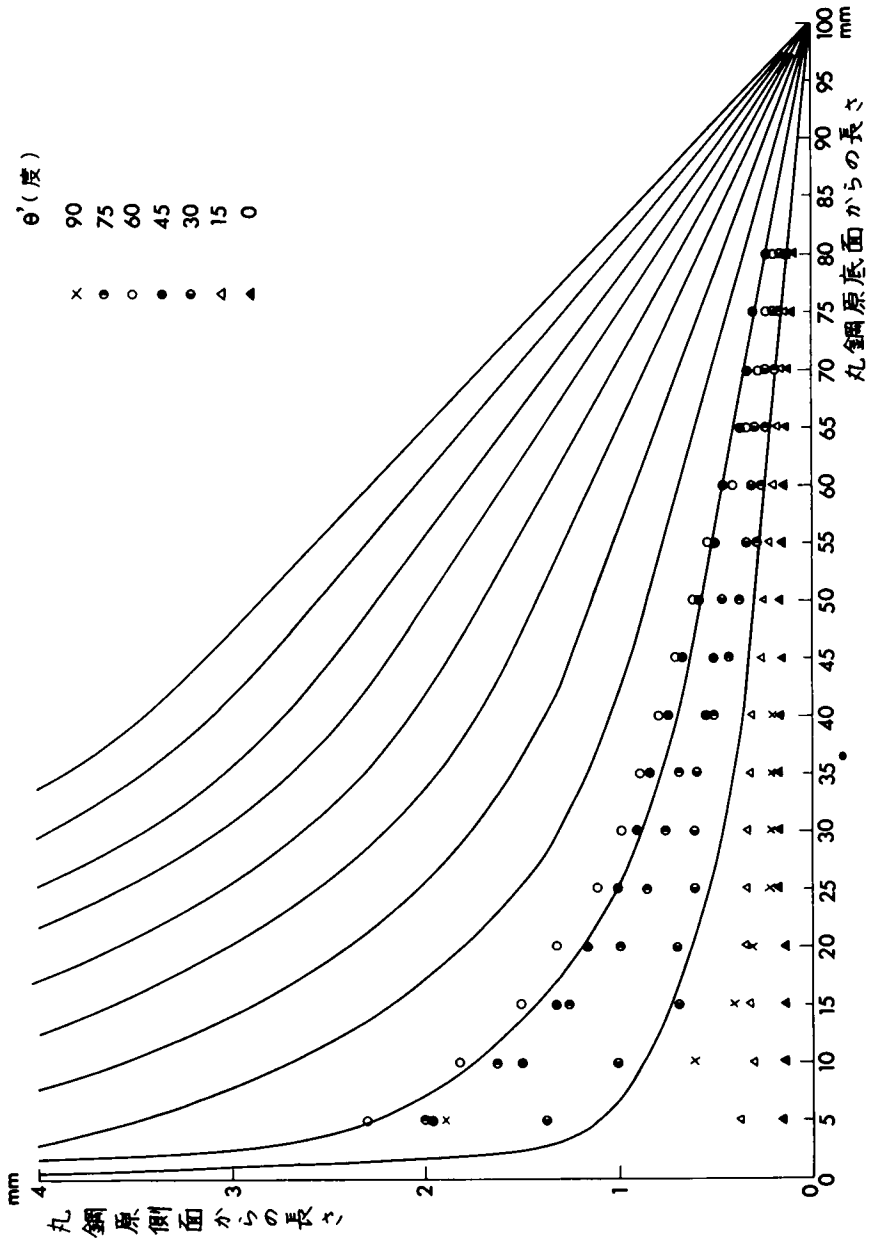


図-7.10 丸鋼縦断面における摩耗形状変化曲線（実測値）

```

C MAMO NO KEISAN
COMMON X(100),Y(100),R(100),AK(100),P(100),Q(100)
DOUBLE PRECISION X,Y,R,AK,P,Q
READ(5,100) (Y(K),K=1,101)
100 FORMAT(5F12.0)
X(1)=0.0
DO 10 I=1,100
10 X(I+1)=X(I)+0.8000000000
DO 20 J=1,100
DO 30 K=2,100
IF(DABS((Y(K)-Y(K-1))*(X(K+1)-X(K))-(Y(K+1)-Y(K))*(X(K)-X(K-1)))) .L
1T.0.000001) GO TO 41
R(K)=DSQRT((X(K)-((Y(K)-Y(K+1))*(Y(K-1)-Y(K))*(Y(K-1)-Y(K+1))+(Y(K
1)-Y(K+1))*(X(K-1)**2-(X(K)**2)+(Y(K)-Y(K-1))*(X(K)**2-(X(K+1
2)**2)))/((X(K)-X(K-1))*(Y(K+1)-Y(K))-X(K+1)-X(K))*(Y(K)-Y(K-1)))/2
3.0)**2+(Y(K)-((X(K)-X(K+1))*(X(K-1)-X(K))*(X(K-1)-X(K+1))+(Y(K-1
4)**2-(Y(K)**2)*(X(K)-X(K+1)))+(Y(K)**2-(Y(K+1)**2)*(X(K)-X(K-1
5)))/((Y(K)-Y(K-1))*(X(K+1)-X(K))-(Y(K+1)-Y(K))*(X(K)-X(K-1)))/2.0)**
6**2)
IF(R(K).LT.5.0) GO TO 11
IF(R(K).GT.100.0) GO TO 21
AK(K)=-0.0010526316*R(K)+0.7052631579
GO TO 31
11 AK(K)=-0.0200000000*R(K)+0.8000000000
GO TO 31
21 AK(K)=0.6000000000
31 P(K)=X(K)
Q(K)=Y(K)+(AK(K)**2*P(K)**3*2.00000/1250000.00000
GO TO 30
41 AK(K)=0.6000000000
R(K)=9.999
P(K)=X(K)
Q(K)=Y(K)+(AK(K)**2*P(K)**3*2.00000/1250000.00000
30 CONTINUE
DO 40 L=2,100
40 Y(L)=Q(L)
Y(1)=0.0
Y(101)=2.0*Y(100)-Y(99)+DSQRT(2.0*(Y(99)-Y(100))**2+0.02)
IF(MOD(J,10) 20,50,20)
50 WRITE(6,110) J,(Y(K),K=1,101),(R(K),K=2,100),(AK(K),K=2,100)
110 FORMAT(1H1,2HJ=I4/3H Y=21(1H0,5D15.5//)3H R=20(1H0,5D15.5//)4
1H AK=20(1H0,5D15.5//)
20 CONTINUE
STOP
END

```

DATA Y(1)~Y(100)=0.0 , Y(101)=0.1

X(K),Y(K) : 曲線の座標 R(K) : 曲率半径

AK(K) : 貫入係数 P(K) : 垂直応力

Q(K) : 摩耗進行時のY座標

DO LOOP I=1,100 : 曲線のX座標を指定する

DO LOOP K=2,100 : 曲線のY座標を計算する

DO LOOP J=1,100 : 時刻T経過後の摩耗曲線を計算する

図-7.11 摩耗形状変化曲線算定のためのプログラムの一例

$$R(K) = \sqrt{(X(K)-a)^2 + (Y(K)-b)^2} \quad (7 \cdot 22)$$

ただし、座標(a,b)は(X(K-1), Y(K-1)), (X(K), Y(K))および(X(K+1), Y(K+1))の3点できめられる円の中心である。つぎに、式(7・3)で示される貫入係数と曲

率半径の関係から算定された曲率半径 $R(K)$ より、その点における貫入係数 $AK(K)$ を求めることができる。また、前述したように、丸鋼に作用する土圧反力分布 $P(K)$ は、

$$P(K) = K_1 X(K) + K_2 X^3(K) + K_3 X^5(K) \quad (7 \cdot 23)$$

で与えられる。算定に際しては、第1項めは丸鋼の底面より10.0cmまで、第2項めは8.0cmまで、第3項めは0.5cmまでの領域を対象とする。

今、この土圧の作用方向はすべての位置において曲面の法線方向に作用するとし、その大きさは上式で算定される $P(K)$ であると仮定すると、摩耗による Y 座標の変化は次式で与えられる。

$$Y(X(K), T) = Y(X(K), T-1) + (AK(K))^2 \times P(K) \times K,$$

$$\text{ただし、 } K=2, 3, \dots, 100 \quad (7 \cdot 24)$$

以上の計算を繰り返し行うことによって、所定の時間 T における摩耗形状変化曲線を追跡することができる。さて、供試体である丸鋼の初期形状は母線が直線であるので、 Y 座標は $K=1$ から $K=100$ まで0とし、 $K=101$ において0.1mmを与えて計算を行った。また、エッジ部におけるくい込み抵抗は、実測値から求めると、先端より5.0mmの位置より作用していることが判明したので、種々の関数形について試算を行った。その結果、図-7.12に示すような摩耗形状変化曲

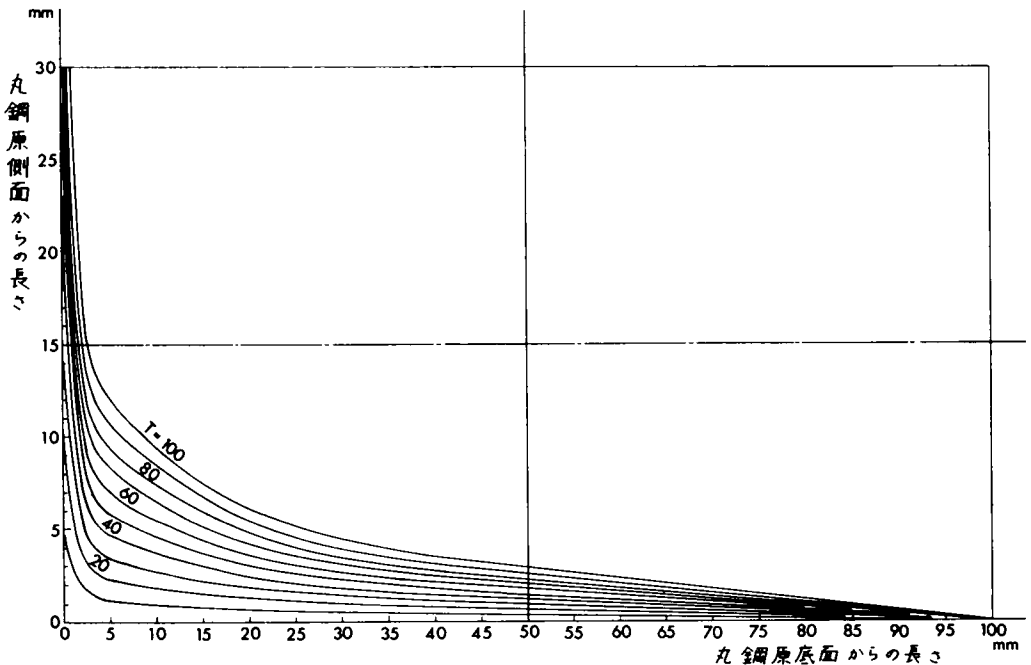


図-7.12 丸鋼縦断面における摩耗形状変化曲線(計算値)

線がえられ、くい込み抵抗関数としては、この場合 $K_3 X^4$ に対して実験値とよく一致することが明らか

かとなった。

なお、(7・24)式において係数 K_3 は定数であり、土圧係数 K_1 、 K_2 および K_3 の大きさ、(7・9)式に示した定数 c_f の大きさおよび土圧反力 $P(K)$ と個々の土粒子に作用する垂直力の大きさ $N(K)$ との関係などによって決定される定数であり、ここでは一例として、 $K_1 = 1.6 \times 10^{-2}$ 、 $K_2 = 1.6 \times 10^6$ 、 $K_3 = 1.33 \times 10^{-3}$ および $K_4 = 1.0$ に対して計算し、時刻 T を補助変数として図示したものであり、一般的な摩耗形状変化特性の把握にとどめた。

7.3.3 丸鋼円筒面の摩耗による形状変化特性

丸鋼の縦断方向、すなわち、深さ方向の摩耗形状変化については、前節にも述べたように、摩耗条件として深さ方向に変動する要因として土圧反力分布のみを選定し、他の条件は一定であるとして理論曲線を導き、実測値とよく合致することが判明した。すなわち、円筒面を中心軸を通る平面で切断するときの各中心角 θ' に対して、定数 K_4 で表現される摩耗条件は異なるが、それぞれ深さ方向には一定であると考え、各断面における形状変化は $K_4 = 1.0$ として算定した理論曲線で表わされる摩耗形状変化特性曲線群と同様な傾向をえることは明らかである。

さて、丸鋼円筒面を横断方向に切断するとき、その横断面の摩耗形状変化特性は、各中心角 θ' に対する係数 K_4 の値から理論的にその傾向を知ることができる。すなわち K_4 は土圧反力分布以外の他の摩耗条件によって変化するのであり、すでに、第6章において述べたように、土粒子による金属面のひっかき摩耗は、滑動土粒子数、土粒子の移動速度および面の法線方向に作用する作用力の大きさ等によって、その摩耗量を支配すると考えられるが、その中でも主として滑動土粒子数と土粒子の移動速度の中心角 θ' による変化から算定することができる。なお、この場合は、丸鋼の大きさおよび土粒子相互の拘束性から、円筒面の法線方向に作用する土圧の大きさ、すなわち、その土圧反力分布曲線は、各中心角に対して表-7.1に示す垂直応力 AP の比率で与えられると仮定する。

表-7.1 丸鋼円筒面上の滑動土粒子数 AN 、土粒子の速度 AV および垂直応力 AP の比率

K	AN	AV	AP	K	AN	AV	AP
1	0.6500	0.0610	1.0000	14	0.6937	0.0700	0.9949
2	0.6524	0.0615	1.0000	15	0.6971	0.0705	0.9941
3	0.6547	0.0625	0.9999	16	0.7004	0.0720	0.9932
4	0.6571	0.0630	0.9997	17	0.7038	0.0730	0.9923
5	0.6594	0.0635	0.9995	18	0.7071	0.0745	0.9913
6	0.6618	0.0640	0.9992	19	0.7105	0.0760	0.9902
7	0.6662	0.0645	0.9989	20	0.7139	0.0770	0.9891
8	0.6705	0.0655	0.9989	21	0.7172	0.0785	0.9879
9	0.6749	0.0660	0.9981	22	0.7217	0.0800	0.9867
10	0.6792	0.0670	0.9975	23	0.7263	0.0810	0.9854
11	0.6836	0.0680	0.9970	24	0.7309	0.0825	0.9841
12	0.6870	0.0685	0.9963	25	0.7355	0.0840	0.9827
13	0.6903	0.0695	0.9956	26	0.7400	0.0850	0.9813

K	AN	AV	AP	K	AN	AV	AP
27	0.7442	0.0860	0.9798	60	0.7223	0.1700	0.9030
28	0.7483	0.0875	0.9782	61	0.7117	0.1750	0.9000
29	0.7525	0.0890	0.9766	62	0.6970	0.1800	0.8970
30	0.7567	0.0900	0.9749	63	0.6824	0.1870	0.8939
31	0.7608	0.0920	0.9732	64	0.6677	0.1925	0.8908
32	0.7642	0.0940	0.9714	65	0.6531	0.2000	0.8877
33	0.7676	0.0960	0.9696	66	0.6385	0.2060	0.8845
34	0.7709	0.0980	0.9677	67	0.6178	0.2135	0.8813
35	0.7743	0.1000	0.9685	68	0.5972	0.2200	0.8781
36	0.7776	0.1020	0.9638	69	0.5765	0.2275	0.8749
37	0.7810	0.1040	0.9618	70	0.5559	0.2350	0.8717
38	0.7844	0.1060	0.9597	71	0.5353	0.2450	0.8684
39	0.7877	0.1080	0.9576	72	0.5086	0.2545	0.8651
40	0.7911	0.1100	0.9554	73	0.4820	0.2625	0.8618
41	0.7944	0.1120	0.9532	74	0.4554	0.2725	0.8585
42	0.7958	0.1140	0.9509	75	0.4287	0.2850	0.8551
43	0.7972	0.1160	0.9486	76	0.4021	0.2950	0.8518
44	0.7985	0.1180	0.9463	77	0.3794	0.3040	0.8484
45	0.7999	0.1200	0.9439	78	0.3568	0.3175	0.8450
46	0.8012	0.1220	0.9414	79	0.3342	0.3300	0.8416
47	0.8006	0.1240	0.9389	80	0.3115	0.3420	0.8382
48	0.8006	0.1260	0.9364	81	0.2889	0.3555	0.8347
49	0.7993	0.1300	0.9338	82	0.2762	0.3690	0.8313
50	0.7987	0.1325	0.9312	83	0.2636	0.3810	0.8278
51	0.7981	0.1350	0.9286	84	0.2510	0.3950	0.8244
52	0.7914	0.1360	0.9259	85	0.2383	0.4100	0.8209
53	0.7848	0.1420	0.9231	86	0.2257	0.4240	0.8174
54	0.7781	0.1450	0.9204	87	0.2130	0.4380	0.8140
55	0.7715	0.1490	0.9176	88	0.2004	0.4535	0.8105
56	0.7649	0.1525	0.9147	89	0.1878	0.4655	0.8070
57	0.7542	0.1560	0.9118	90	0.1751	0.4800	0.8035
58	0.7436	0.1600	0.9089	91	0.1625	0.4925	0.8000
59	0.7329	0.1650	0.9060				

丸鋼の円筒面上を移動する土粒子の速度分布については、第3章および第6章において述べたように、理論上、つぎの関係式が成立する。

$$\eta' \propto \cos \beta'' - \mu \sin \beta'' + h \beta \quad (7 \cdot 25)$$

ここに、 η' は金属面上を移動する砂粒子の運動速度と金属面の移動速度との比であり、 β'' は土粒子による作用力と金属面とのなす角度として、横掘削角 β に対して $\beta'' = \tan^{-1}(\sin \beta)$ なる関係がある。また、 μ は土粒子と金属面との間の摩擦係数である。 $h \beta$ (h は定数)は土粒子相互の拘束度に関する項であり、拘束度が横掘削角 β の大きさに比例すると仮定したものである。この仮定の妥当性については、種々の実測データにより裏付けられているが、その一例として、横掘削角 β に対する金属板上を移動する砂礫の運動速度を連続撮影機を用いて算定し、その金属板の移動速度と

の比を縦軸に、横掘削角 β を横軸にとって図示すると図-7.13のようになり、これは(7.25)式の理論式を実証している。この場合、定数 μ および h は土粒子の性状によって変化すると考えられる。

つぎに、円筒面上を滑動する土粒子数について考える。一般に、横掘削角 β に対して、金属面上を自由に土粒子が移動する場合の滑動土粒子数については、すでに同一試料砂を用いた実験および理論的考察にもとづいて図-7.14をえている。この場合、土粒子相互の拘束度は、前述したように、横掘削角 β に比例するとして修正する必要がある。

したがって、円筒面の形状変化曲線を理論的に電子計算機で算出する場合、前式(7.24)において、定数 K_4 の値として各中心角 θ' によって変化する垂直応力 $AP(K)$ 、土粒子の運動速度 $AV(K)$ および滑動土粒子数 $AN(K)$ の各比率の積として次式によって算定される。

$$K_4 = AP(K) \times AV(K) \times AN(K) \quad (7.26)$$

計算手順は、すでに図-7.11で示したプログラム例と大略同じであるが、ただ座標系を円筒座標系 (r, θ') に変換したこと、および中心角 θ' に対する横掘削角 β をすべての摩耗形状変化に対して

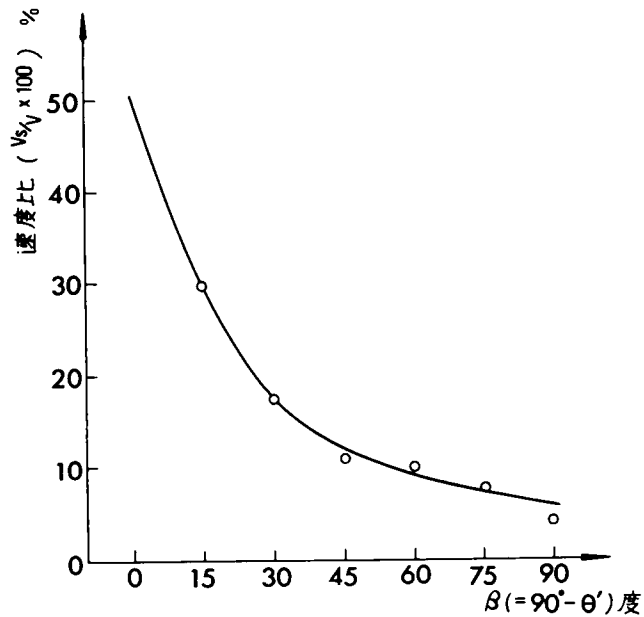


図-7.13 流動速度 V_s /走行速度 V と横掘削角 β の関係

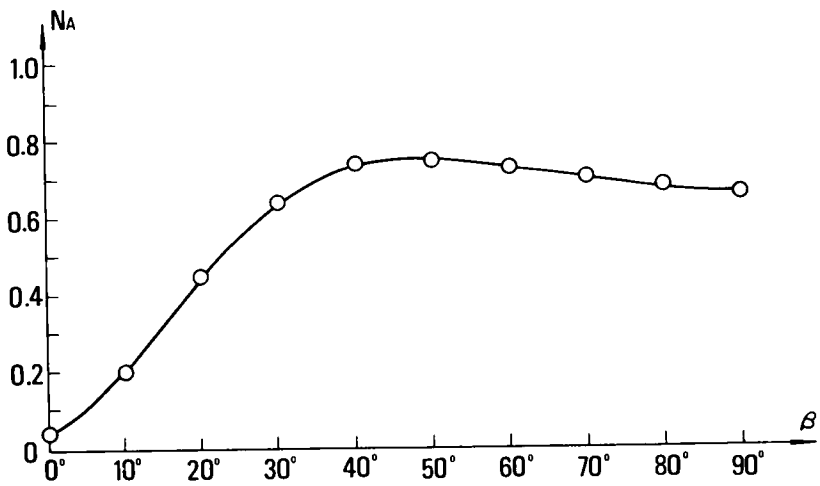


図-7.14 滑動土粒子数 N_A と横掘削角 β との関係

算出し、それに対応するデータを読み込ませた点が異なっている。すなわち、摩耗による形状変化は中心からの距離を $AR(K)$ とすると次式で算定される。

$$AR(K, T) = AR(K, T-1) - (AK(K))^2 \times AP(K) \times AV(K) \times AN(K)$$

(ただし、 $K=1, 2, 3, \dots, 91$)

(7.27)

さて、前表-7.1に示す垂直応力 AP 、土粒子の速度 AV および滑動土粒子数 AN の各比率値に対して直径 30mm の円筒面の摩耗による形状変化曲線を算定した。その計算結果を円筒座標および中心角 θ' に対する摩耗量を直角座標で表わすと図-7.15および図-7.16に示す摩耗形状変化特性曲線がえられた。図より明らかなように、中心角 θ' が 60° 近傍において、いち

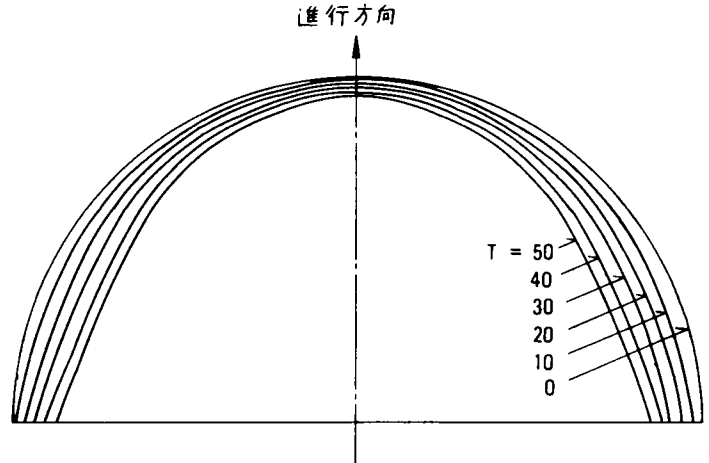


図-7.15 丸鋼横断面における摩耗形状変化曲線(計算値)

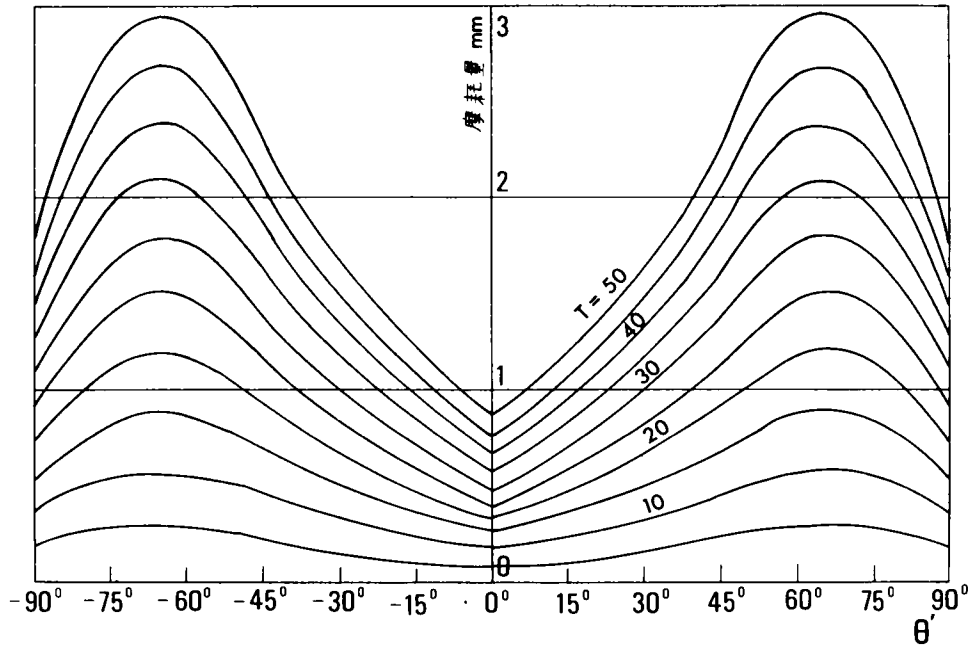


図-7.16 摩耗による横断面形状変化の展開図(計算値)

じりしく摩耗されて変形していく状態がよくわかる。

一方、前図-7.10に示した約1,000km移動させた後の丸鋼の摩耗形状変化を実測した結果を前図-7.6のz軸方向に5mm間隔で16ヶ所、z軸と直角方向に切断し、その横断面の形状変化として整理

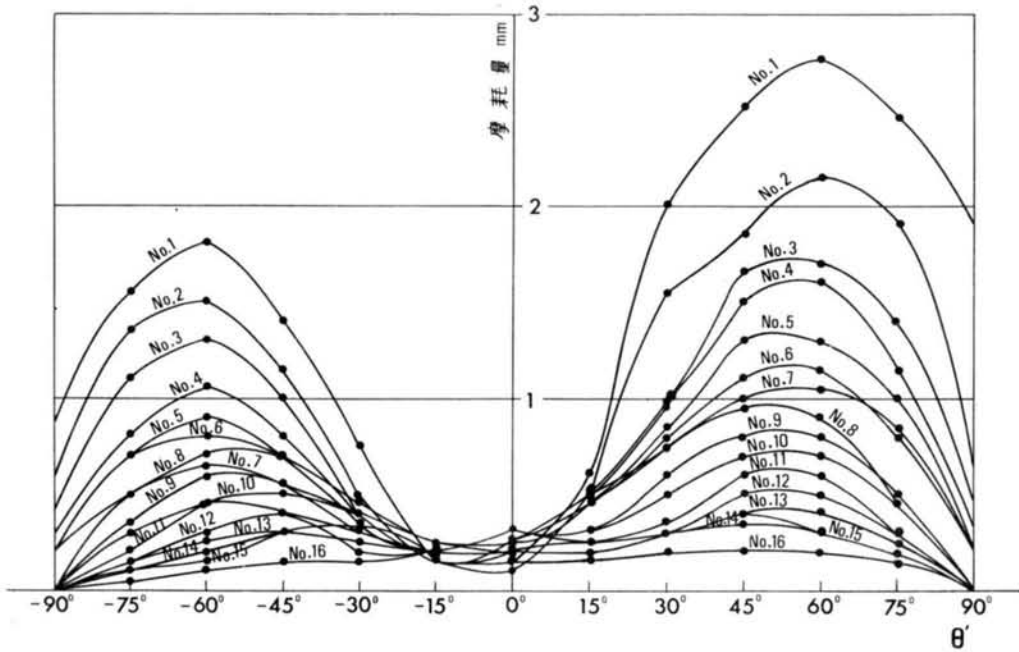


図-7.17 丸鋼横断面における摩耗形状変化曲線(実測値)

すると、図-7.17がえられた。また、代表的な断面については、その形状変化を写真-7.6で示した。このように、実測した深さ方向の摩耗による形状変化曲線群は、時刻Tを補助変数とし、理論的に計算した摩耗形状変化曲線群ときわめてよく一致した特性を示している。これは、前述したように、摩耗条件を与える係数 K_0 は各中心角 θ' の値によって変化するが、それぞれの θ' に対して深さ方向には一定であると考えると、理論曲線上の時刻Tを単位として、これを深さ方向の土圧反力分布曲線の大きさと読みかえることにより、両者の間に類似的な対応関係が成立するからである。すなわち、理論曲線の方は時刻Tを補助変数とし、深さzを一定としたもので

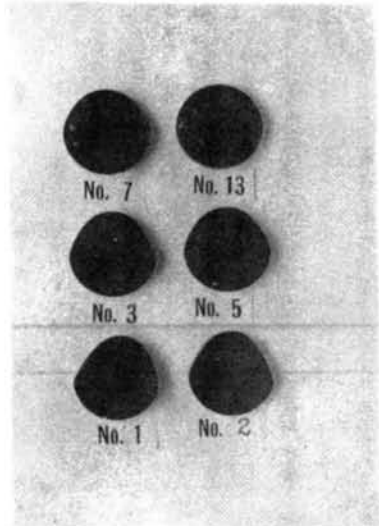


写真-7.6 丸鋼切断面 (1,000km移動後)

あり、他方、実測曲線は深さ z をパラメータとし、時刻 T は一定として図示されているのである。したがって、図-7.17に示されたすべての実測曲線に対応する理論曲線を算定するためには、前式(7・24)において $P(K)$ を深さ z に対応する土圧反力分布より算定し、一定の移動距離に対応する時刻に対して逐次算出することによって可能となるが、ここでは、その一例として相互の相関関係を示すに留めた。

7.3.4 丸鋼の摩耗量の算定とその経時変化

丸鋼の横断および縦断方向の摩耗による形状変化については前節で述べたが、ここでは丸鋼全体の摩耗量の算定法およびその摩耗量のエッジによる経時変化に及ぼす影響について考察する。

時刻 T における縦断方向の Y 座標は(7・24)式で算定されるが、この場合、滑動土粒子数および土粒子の運動速度の影響を考えず、 $K_4 = 1.0$ で算定した結果として、すでに前図-7.12をえている。したがって、与えられた曲線と X 軸(前図-7.6の z 軸)および Y 軸(式(7・25)の AR)で囲まれる面積を $A(T)$ とすると、この $A(T)$ より算定される摩耗量は、丸鋼円筒面の横断方向の摩耗条件を一定とする2次元問題として算定した場合に相当する。

一方、同様に、時刻 T における横断方向の AR 座標は(7・27)式で算定され、図-7.15および図-7.16では、 X 軸方向の $P(K)$ の変化は考えず、 $P(K) = 1$ として中心角 θ' と円筒面上の垂直応力、滑動土粒子数および土粒子の運動速度との関係から、その摩耗形状変化曲線を算定した。この場合の摩耗量は、与えられた曲線と原円(半径15mmの円)で囲まれる面積 $B(T)$ より算定される。

したがって、丸鋼全体の摩耗量 $M(T)$ は、上述の摩耗量 $A(T)$ および $B(T)$ を組合せることにより、それぞれの時刻 T に対応して次式で与えられる。

$$M(T) = K_5 \cdot A(T) \cdot B(T) \quad (7 \cdot 28)$$

$$A(T) = \sum_k \{ Y(X(K), T) \cdot \Delta X \}$$

$$B(T) = \frac{1}{2} \sum_k [15^2 - \{ AR(K, T) \}^2] \cdot \frac{\pi}{180}$$

である。ここに、 K_5 は、 $P(K) = 1$ 、 $K_4 = 1$ に相当する摩耗長さで除した次元をもつ定数である。

さて、上式より、理論曲線から算定した時刻 T における摩耗量を求め、摩耗量の経時変化を算定し

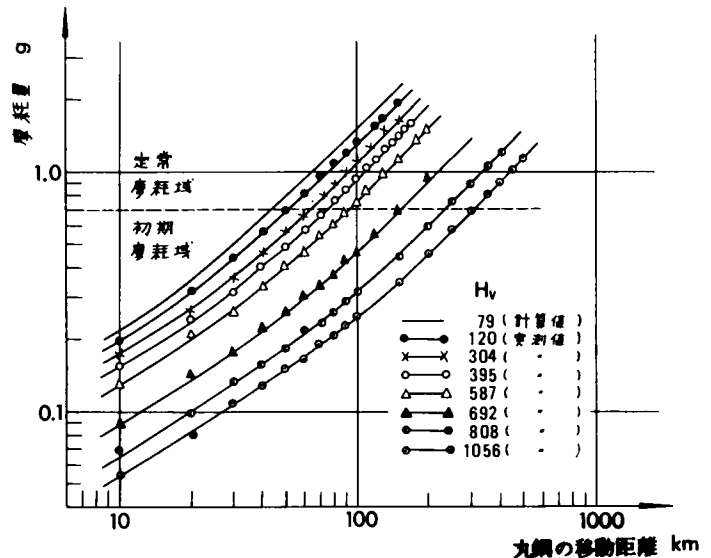


図-7.18 熱処理した丸鋼の摩耗履歴曲線

たのが、図-7.18に示した実線である。これは、丸鋼の全摩耗量を重量で表現し、経時変化を丸鋼の移動距離に換算した場合の摩耗履歴曲線であり、種々の硬さに熱処理した丸鋼について実測した値の特性とその傾向がよく一致することが判明した。すなわち、図より明らかに、エッジ摩耗による初期の摩耗量は著しく増大し、エッジ部分の曲率が減少するにしたがって、摩耗量の経時変化は一定となり、定常摩耗の状態に近づくのである。

7.4 結 論

掘削工具エッジ部分の摩耗機構について究明を行い、丸鋼の摩耗形状変化特性について、縦断面と横断面方向からの理論的解析と実験的考察を加え、エッジ摩耗の特性を把握した。さらに、エッジ部分を有する工具の摩耗履歴特性について理論的考察を行い、エッジ摩耗から初期摩耗と定常摩耗の現象解析を試みた。以下、要点をまとめると、つぎのようになる。

(1) 単粒子によるエッジ摩耗の顕微鏡観察を行った結果、エッジの初期状態において、面の稜線が明確である場合には、土粒子によるひっかき破壊面は急激に拡幅し、平均貫入係数に換算すると、図-7.2に示すように、交角が鋭角であるとき平均3.0程度であるが、交角が鈍角となると、角度の増加とともに次第に減少し、平面に対する貫入係数0.60に漸近する。

また、エッジ部が摩耗した状態において、その部分の曲率と貫入係数について実測した結果、曲率半径5mmにおいて変化する曲線がえられ、土粒子の貫入する割合が金属面の曲率と密接な関係にあることが判明した。

(2) エッジ摩耗による摩耗面の形状変化曲線については、式(7・10)で示す微分方程式がえられ種々の境界条件に対して、金属面の形状特性と貫入係数の関係、接触面圧、土粒子の運動速度および滑動土粒子数から理論的に解析することができる。

(3) 丸鋼に作用する土圧反力分布については、土の破壊形状特性から3次元のせん断抵抗力として円錐体土塊がRankine塑性域の受働すべり面群でおおわれているとして解析した結果、土圧は深さの3乗に比例して増大することが明らかとなり、実験によっても実証することができた。

(4) 丸鋼エッジ部分においてはくい込み抵抗が作用するが、これをエッジ端から5mmの位置より先端へ、長さの4乗に比例する抵抗力とすると、エッジ部の摩耗形状特性との関係を明らかにすることができた。また、その他の部分では、土砂の盛り上がり部分から作用する深さに比例する静止土圧の項と原試料土表面から作用する深さの3乗に比例する受働土圧の項との和として土圧反力分布が構成されているとして、丸鋼縦断面の摩耗形状変化特性を解析することが可能である。その結果、図-7.12に示す理論曲線がえられ、実測データときわめてよく一致することが判明した。

(5) 丸鋼を鉛直にたて、水平方向に移動させる場合に、丸鋼横断面の摩耗形状変化は、丸鋼の進行方向から60°傾いた円筒部分において最も多く摩耗されることが実験より判明した。これは、理論的には、接触面圧、滑動土粒子数および土粒子の運動速度が円筒面上の位置によって異なることにより解析することができる。その結果、図-7.15および図-7.16に示す理論曲線がえられ、実測データときわめてよく一致することが判明した。

(6) エッジ摩耗による丸鋼の摩耗量の経時変化に及ぼす影響については、特に初期摩耗状態におい

て、摩耗量は著しく増大し、摩耗の進行とともに定常摩耗の状態に近づくことが実証され、また、理論計算によっても明白となった。

以上、丸鋼のエッジ摩耗を例にとり、エッジ摩耗の特性を解明することから、エッジ部分におけるエッジ摩耗が、特に重要な位置を占める掘削工具や部品の摩耗特性を把握することが可能となった。また、丸鋼に限らず、種々の形状特性を有する掘削工具に対しても、その摩耗による形状変化特性を解析することができることを示した。また、種々の刃先形状を有する掘削刃のエッジ摩耗について解析を行ない、刃先角度による形状変化特性と掘削性能の関係については後述することとする。

参 考 文 献

- 1) 畠昭治郎, 室達朗 : 土木学会論文報告集, 199 (1972. 3) 97.
- 2) 畠昭治郎, 室達朗, 西田行宏 : 第26回土木学会年次学術講演会講演集, 第Ⅲ部 (昭46. 10) 429.
- 3) Rabinowicz, E. : J. App. Phys., 32-8 (1961-8) 1440.

第 8 章 結 論

本論では、金属材料の土砂による摩擦および摩耗機構に関する基礎的研究として、主として、細粒土砂による金属表面のひっかき現象について解明し、土粒子の運動形態および作用力の分析を行ない、また、金属面形状を考えた場合の摩耗による形状変化特性などについて、種々の実験的考察と検討を加えた。各章の要点を結論として要約すると、以下のとおりである。

第1章においては、まず土砂による金属材料の摩耗機構について、一般的に土砂粒の衝撃作用、摩擦・ひっかき作用およびラッピング作用による摩耗に大別して、それぞれについて略述した。その後、主として本論文で対象とする摩擦・ひっかき作用による摩耗機構について、Holmの法則、Archardの平面接触理論およびRabinowiczの表面エネルギーによる凝着摩耗の機構について考察し、つぎに、ひっかき摩耗に重要な影響を及ぼす金属材料の硬さとヤング率に関するKhrushchov, Oberleらの研究および摩擦係数と摩耗量の関係について解明したGoddardらの研究成果より土砂粒による金属材料のひっかき摩耗機構に関する従来考え方を整理し、実際の土工機械作業部分の摩耗機構を解析する場合の適用性について考察した。その結果、金属の摩耗量を軽減させるための摩耗対策として、つぎの諸点を提案することができる。まず、凝着摩耗については、比較的その発生する機会は少ないが、土砂による作用荷重を材料の硬さの $1/3$ 以下にすること、摩擦温度が使用する金属の再結晶温度以下であるような稼働条件を選ぶことおよび表面エネルギーと硬さとの比が小さい金属を選ぶことなどである。しかし、これを実際の土砂に対する摩耗対策に適用するのはかなり困難である。つぎに、ひっかき摩耗については、金属の機械的性質の影響として本質的に硬さの高い材料を用いることが必要であり、熱処理焼入れによって硬さ H_0 を増すことはかなり有効であること。また、材料のヤング率を E として、 H_0/E または H_0^2/E の大きい材料はひっかき摩耗に強く、またヤング率単独で比較した場合には、その値が大きい方が耐摩耗性があること。なお、摩擦仕事あたりの摩耗容積は材料のせん断強さに反比例するという考え方も、摩耗対策に有効な指針を与えることなどが判明した。さらに、硬化肉盛溶接材や耐摩耗鋼の土岩に対する耐摩耗性に関する大蝶の研究は、土砂や岩による金属摩耗量の実用的算定式を導いており、これらの金属材の耐摩耗性に対する評価の一つの基準を与えたものである。

つぎに、金属の摩耗量を支配する土砂や岩の性状特性に関して、土砂粒子の硬さと粒度・形状および岩石の被削性などの金属材料の摩耗に及ぼす影響について考察し、土砂粒の拘束条件および金属面上の運動形態をはじめ、接触面圧、土粒子の滑動速度、金属面の形状特性やひっかき摩耗に対する金属材の塑性流動特性、また含水状態の影響などの摩耗条件によって変動する摩耗の実態を正確に把握し、耐摩耗鋼などの金属材料の改良策だけでなく、土工機械の稼働条件をより合理的に選定し、また、工具・部品の設計に際して、より合理的な形状を選定することなどに重点をおいた摩耗対策を樹立することが重要であること。なお、与えられた土砂や岩の性状および摩耗条件に対して、工具・部品の摩耗量を正確に予測し、これらの修理再生および更新計画を適確に樹立してゆくことが、現場修理費の機械経費全体に占める割合が増大してきた今日、施工の合理化を追求する上で、摩耗対策上きわめて重要であり、かつ早急に解決しなければならない問題であることを指摘した。

第2章においては、まず従来の研摩耗試験機の種類について、摩耗の機構より分析しその特徴および適応性について略述した。その後、土工機械作業部分の種々の摩耗の機構に合致するように、新しく製作した大型回転式摩耗試験装置の機能および構造について説明を行ない、いくつかの重要な作業部分における試験機の機構およびその試験法について述べた。この新しく製作した回転式摩耗試験装置は、建設機械作業部分の運動機構をほとんど包含するものであり、かつ大土槽を有して現場の状態とかなり近い形で摩耗試験ができること、および工具・部品の供試体も原寸に近いものを選定できること、また、これらを駆動する動力も十分に供給され、摩耗試験に必要な長時間の運転能力と試料土砂の均一性が保証される上で、従来の試験機には見られないすぐれた摩耗試験装置である。本装置に対しては、かなり広範囲の摩耗試験を行なうことができるが、本研究においては、主として、従来の固定研摩材形式として、土粒子をセメントで固結させた固結土粒子、換言すれば、軟岩に対する金属材料の摩擦および摩耗試験を行ない、また、砂中回転法に相当する堆積土砂に対する工具・部品の形状特性や掘削特性などに関して、摩擦および摩耗試験を行なった。さらに、供試体貫入試験機を回転台車上に設置し、掘削刃先の摩耗による形状変化特性を把握するなど多くの実験的研究を行った。

第3章においては、土砂と平板との間に作用する運動摩擦特性について、土砂の性状、拘束条件や平板の材質および摩擦速度などに関して、また平板に振動荷重を与えた場合について、基本的な摩擦の機構を解明し、土砂による金属の摩耗を考える基礎とした。その結果、土槽上で平板をけん引する場合には、土粒子相互の間げきは当初の締固め度に関係なく、限界間げき比に近づくために、拘束度は最も低下するので、他の摩擦条件に比して運動摩擦係数は最小となる。しかし、摩擦箱の中に土粒子を拘束し、とくに試料土の層厚を薄くしていくほど、土粒子はころがり難くなり、土粒子が最も密に拘束された場合には、土粒子の回転は許されないので平板との間の運動摩擦抵抗は最大となる。また、平板にけん引方向の振動を与えた場合、運動摩擦係数は振動数30ヘルツ、振動加速度2,000～3,000galで著しく低下し、この共振点をすぎると再び増加する傾向がみられた。これらの現象は、土粒子に与えられる運動エネルギーによって、土粒子相互間のころがり摩擦がどの程度減少するかによって説明することができる。すなわち、土粒子の拘束度を間げき比によって表現し、土粒子相互のころがり摩擦係数が隣接土粒子の接点数に比例し、また振動時の運動エネルギーによって変化すると仮定すると、運動摩擦係数は間げき比の関数として表現でき、一般に、間げき比の増加および振動エネルギーが増大するとともに単調に減少するという事実を説明することができた。

また、湿潤状態にある細粒土砂と平板の材料との間の付着性が運動摩擦抵抗に非常に大きな影響を及ぼしている。便宜的に、これを運動摩擦係数と見かけの付着力に分けて整理すると、本実験においては、見かけの付着力は液性限界より4～5パーセント乾燥側の含水比において著しく増加することが判明した。また、一般に、平板のけん引速度が増加すれば運動摩擦抵抗は低下するが、塑性限界以上の含水比をもつシルト質土については、粘性抵抗の増加にともない逆に運動摩擦抵抗は増大する傾向にあった。次章以下では、土粒子の拘束程度に対する摩擦係数と摩耗量の関係を明らかにした。

第4章においては、土作業中、最も摩耗のはげしい軟岩または硬土盤を掘削する場合を対象として、固結土粒子による金属面のひっかき現象についてその摩擦および摩耗機構に関する理論的解析を行ない、金属の摩耗量を支配する法則性について究明を行なった。まず、土粒子が金属板上を滑動す

る機構について、単粒子による金属板のひっかき試験の結果、ひっかきによる金属の盛り上がり高さはひっかき溝の深さの約8割に達していることが荷重の大きさに関係なく認められたこと、および単粒子の静止時における貫入量と移動時における貫入量とを比較した結果、単粒子を移動させる方向、金属硬さの種類および荷重の大きさに関係なく、移動時においては静止時の約6割しか貫入していないことが判明した。また、金属板と固結土粒子との間の接触面圧と摩擦抵抗との関係は、固結土粒子を単粒子の集合体であるとし、また走行時土粒子は破砕されないと仮定すると、上記の単粒子のひっかき試験の結果より理論的に算定することが可能である。つぎに、固結土粒子による金属板の摩耗量を金属に接触する土粒子の個数、与えられた接触面圧に対する個々の土粒子の金属面への貫入量および土粒子形状によって表現し、摩耗量算定式を導いた。こゝに、土粒子の金属面への貫入量は、土粒子形状、貫入力、金属硬さおよび貫入係数（土粒子の金属板への貫入量について土粒子の移動時に対する静止時の比を示す）によって算定することができる。なお、土粒子の金属面への貫入量を用いて、金属板と固結土粒子との間の接触面圧と金属の摩耗量との関係を算定することが可能であり、種々の金属硬さおよび代表的な土粒子の分布形状について試算を行なった。この際、高面圧にともなう土粒子の破砕現象を考慮に入れると、摩耗量と接触面圧との関係は土粒子の粒度偏差が大きいほど、また金属硬さが増大するほど一定の関数関係に近付くこと、すなわち、摩耗量は接触面圧の0.84～1.00乗に比例することが明らかとなった。また、金属硬さと摩耗量との関係は、一般に、一定の接触面圧に対して摩耗量は金属硬さの増加とともに双曲線的に減少することが判明した。

第5章においては、セメント処理砂質土に対する鋼板の摩擦および摩耗特性について実験的研究を行ない、第4章でえた理論解に対する検証を行なった。まず、セメント処理砂質土の耐摩耗性を評価する基準として、圧縮強度特性について一連の三軸圧縮試験を行ない、セメント含有量を重量比で6パーセントと規定した場合、本実験における材令7日の圧縮強度について、締固め時の密度上の最適含水比より約1～2パーセント湿潤側で締固めることが最も強度を増大させることが判明した。また、圧縮強度と吸水率の間には密接な関係があり、圧縮強度が最大となる供試体において、その吸水率は最小値を示すことが判明した。つぎに、硬質砂質土より作成されたセメント処理土と鋼板との間の摩擦抵抗は、接触面圧 10 kg/cm^2 まで上げて行なった実験により接触面圧の増加とともに直線的に増加することが実証された。しかし、実際の摩擦抵抗の大きさは土粒子の破砕による目づまりのためにひっかき試験で求めた値より低下するが、これは目づまりの程度によって左右される固結土粒子に対する荷重分担率の大きさによって変動すると考えた。また、鋼板の摩耗量は、いずれの金属硬さに対しても接触面圧の0.84乗に比例して増加することが実証された。この場合の比例定数は測定された摩擦係数から破砕粒子と金属との摩擦係数を差し引いた値の3.1乗に比例することが判明し、理論的にもこの関係が妥当であることを立証することができた。なお、実際の摩耗量は目づまりのために固結土粒子に対する荷重分担率によって変化することを考慮すると、目づまりがないとした摩耗量算定式より実際の摩耗量を推定するためには、摩擦係数を実測することによって荷重分担率を算定し、理論的計算が可能であることを示した。さらに、鋼板のビッカース硬さが低下するとともに、摩耗量は放物線的に増大すること、および金属の摩耗量は粒度分布によって変化し、粒径が大きくなるほどその絶対量は増大することが実証された。以上は、第3章で土粒子が完全に拘束された場合を考察した。

第6章においては、ゆるく堆積した砂質土中を金属板が移動する場合について、土砂と金属面との間の摩擦抵抗およびそれらに帰因して発生する金属の摩耗現象について、これらの機構を解明し、二、三の実験的考察を行なった。まず、斜面上を砂粒子が重力の作用によって移動する場合の運動形態を静止、滑動および転動に分類した。その後、砂質土中を水平方向に移動する鉛直に立てた金属板の横掘削角に対して砂粒子による金属面上に作用する作用力の方向を斜面上の砂粒子に作用する重力の方向と読みかえることにより、金属面上の砂粒子の運動形態を分析することが可能となった。一般に、粘性のない砂質土と金属板との間の摩擦係数は、静止砂粒子に作用する摩擦力成分、滑動砂粒子および転動砂粒子の摩擦係数から算定される摩擦力の和を全垂直力で除した値として算定される。また、砂粒子のひっかき作用による金属の摩耗量は、滑動砂粒子数、砂粒子に作用する垂直力による粒子の金属面への貫入深さおよび砂粒子と金属面との相対運動速度から理論的に算定する式を導いた。なお、掘削深さが増加するにしたがい、砂粒子は相互に拘束され、斜面上の砂粒子の運動とは様子が異なるために、滑動土粒子数に対して拘束度係数を乗じて修正する必要がある。また、金属面の摩耗量は、金属面上の砂粒子の走行速度、接触面圧および摩擦係数の一次式の積で表わされることが実験式としてえられたが、その妥当性について理論的に解明した。なお、金属面の摩耗量は、掘削深さおよび金属面の横掘削角によって変化し、これらの関数として数式化することができた。とくに、ゆるく堆積した乾燥砂質土について、金属面の進行方向となす角度が 30° 近傍において最も厳しく摩耗することが多くの実験より判明したが、理論的には滑動土粒子数、砂粒子による金属面への貫入深さおよび砂粒子と金属面との相対速度について、横掘削角との関係を求めることによって解析することが可能であり、その妥当性を立証した。

第7章においては、土砂による掘削工具エッジ部分の摩耗機構について究明を行なうため、丸鋼のエッジ部分を例にとり、その縦断面と横断面の方向に因する摩耗形状変化特性について理論的解析と実験的考察を加え、エッジ摩耗の諸特性を明らかにした。さらに、エッジ部分を有する工具の摩耗履歴特性について理論的考察を行ない、エッジ摩耗に帰因して発生する初期摩耗と定常摩耗の現象解析を試みた。まず、単粒子によるエッジ摩耗について顕微鏡観察を行ない、金属エッジ部が2平面で形成される稜線である場合および曲率半径でその大きさが表現される円筒面である場合について、急激に拡張するひっかき破壊面の大きさを貫入係数に換算して表現した。その結果、エッジ部が摩耗した状態について、その部分の曲率半径と貫入係数との関係を実測した結果、曲率半径 5mm において変化する曲線がえられ、土粒子によるひっかき溝の深さが金属面の曲率と密接な関係にあること、また、平面部における場合との相違点について明らかにした。つぎに、エッジ摩耗による摩耗面の形状変化曲線について、微分方程式を確立し、金属面の形状特性と貫入係数との関係、接触面圧、土粒子の運動速度および滑動土粒子数などの種々の境界条件に対して解析が可能であることを示した。丸鋼縦断面の摩耗形状変化特性を解析するに当たって、丸鋼のある一つの縦断面に対しては、土粒子の運動速度および滑動土粒子数は一定であるとし、理論および実験によってえられた土圧反力分布、すなわち、土砂の盛り上がり部分から作用する深さに比例する静止土圧の項と原試料土表面から作用する深さの3乗に比例する受働土圧の項およびエッジ部におけるくい込み抵抗がエッジ端から 5mm の位置より先端へ、長さの4乗に比例して作用するとして解析した結果、実測値とよく一致することが判明した。

また、丸鋼横断面の摩耗形状変化特性を解析するに当って、接触面圧、滑動土粒子数および土粒子の運動速度が円筒面上の位置によって異なることを理論的に明らかにし、解析した結果、丸鋼の進行方向から60°傾いた円筒部分において最も多く摩耗されることが判明し、実験結果とよく一致した。なお、この理論解によって、種々の形状特性を有する掘削工具エッジ部分に対して、摩耗による形状変化特性のみならず、初期摩耗や定常摩耗現象を説明する一つ的手段として経時形状変化特性を明確にすることが可能となった。

なお、ここで取扱ったゆるく堆積した砂質土と金属材料との間の摩擦係数は、第3章において述べたように、種々の土粒子の拘束程度によって異なり、また、この掘削刃先の例に対して種々の掘削角度、掘削深さおよび形状特性によって変化するものであり、この場合は、摩耗量を支配する個々の土粒子の挙動のうち滑動土粒子数を主体として、摩擦係数と摩耗量の関係について考察した。

第 II 編

土工機械作業部分の土砂礫による
摩耗特性に関する研究

第 II 編 目 次

第 9 章	掘削刃面の碎石による摩耗特性	199
9.1	概 説	199
9.2	実験装置および方法	199
9.2.1	試料碎石	199
9.2.2	掘削刃および掘削抵抗測定装置	201
9.2.3	碎石の流動方向および流動速度の測定	203
9.3	刃面上の碎石粒子の運動	203
9.3.1	碎石粒子の流動状態	203
9.3.2	刃面上の碎石粒子の流動方向	204
9.3.3	刃面上の碎石粒子の流動速度	207
9.4	刃面のすくい角の掘削抵抗に及ぼす影響	209
9.4.1	刃面のすくい角と垂直面圧との関係	209
9.4.2	刃面のすくい角と摩擦抵抗との関係	210
9.4.3	実験結果と考察	211
9.5	刃面の横掘削角が掘削抵抗に及ぼす影響	213
9.5.1	刃面の横掘削角と垂直面圧との関係	213
9.5.2	刃面の横掘削角と摩擦抵抗との関係	215
9.5.3	実験結果と考察	215
9.6	刃面の摩耗特性	218
9.6.1	掘削深さと摩耗量の関係	218
9.6.2	刃面のすくい角と摩耗量の関係	219
9.6.3	刃面の横掘削角と摩耗量の関係	221
9.6.4	実験結果と考察	224
9.7	結 論	226
	参考文献	227
第 10 章	掘削刃先の碎石土砂による摩耗形状変化特性	228
10.1	概 説	228
10.2	くさび体に作用する貫入抵抗	228
10.2.1	試料土とそのせん断強度特性	228

10.2.2	金属面の移動にともなう土の変形と受働土圧の算定	231
10.2.3	くさび体に作用する土圧反力分布の算定	233
10.3	碎石による掘削刃先の摩耗形状変化	237
10.3.1	実験装置と方法	237
10.3.2	刃先角度の貫入抵抗, 摩耗量に及ぼす影響	239
10.3.3	金属硬さおよび含水状態の摩耗量に及ぼす影響	241
10.3.4	刃先の形状変化特性に関する考察	243
10.3.5	実際の土工現場における掘削刃の摩耗による形状変化特性	250
10.4	結 論	257
	参考文献	258
第 11 章	金属の摩耗に及ぼす砂礫特性と水の影響	259
11.1	概 説	259
11.2	実 験	259
11.2.1	試料土砂と金属供試体の特性	259
11.2.2	実験装置およびその方法	263
11.2.3	種々の含水比で締固めた砂礫による丸鋼の摩耗試験	263
	(1) 掘削抵抗と走行速度, 含水比との関係	263
	(2) 摩耗量と硬さ, 締固め含水比および走行速度との関係	264
	(3) 摩耗量と掘削抵抗との関係	267
11.2.4	碎石による丸鋼の摩耗に及ぼす水の影響	267
	(1) 掘削抵抗と走行速度との関係	268
	(2) 摩耗量と掘削抵抗との関係	269
	(3) 摩耗量と硬さとの関係	271
11.2.5	水浸状態における種々の砂礫・玉石による丸鋼の摩耗特性	272
	(1) 砂礫による摩耗試験	272
	(2) 碎石による摩耗試験	273
	(3) 玉石・砂利による摩耗試験	274
11.3	実験結果とその考察	275
11.3.1	金属の摩耗に及ぼす水の影響(固結土粒子の場合)	275
11.3.2	固結土粒子と金属との間に発生する摩擦温度の測定	277
11.3.3	水浸した堆積土砂による金属摩耗量増大の要因	280

11.3.4	土砂礫の粒度および粒子形状の金属摩耗に与える影響	283
1 1.4	結 論	285
	参考文献	288
第 1 2 章	トラック・シューのラグの土岩による摩耗特性	289
1 2.1	概 説	289
1 2.2	現場における土岩の性状	289
12.2.1	土砂に対する物理試験	290
12.2.2	岩石試験	294
1 2.3	摩耗によるラグ高さの経時変化	296
1 2.4	土岩の特性と摩耗量との相関性	301
1 2.5	結 論	313
	参考文献	314
第 1 3 章	インパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗特性	315
1 3.1	概 説	315
1 3.2	衝撃性ひっかき摩耗に対する基礎実験	315
13.2.1	実 験	315
(a)	実験装置とその方法	315
(b)	試料土砂および金属供試体	316
13.2.2	実験結果と考察	318
(a)	噴射角度 α と摩耗量の関係	318
(b)	実 験 式	318
(c)	金属硬さの摩耗量に及ぼす影響	322
(d)	摩耗履歴曲線	322
1 3.3	インパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗	324
13.3.1	試験機の概要と試験の方法	324
13.3.2	石英斑岩による打撃刃の摩耗試験	326
13.3.3	硬質砂岩による打撃刃の摩耗試験	331
1 3.4	結 論	334
	参考文献	335
第 1 4 章	結 論	336

第9章 掘削刃面の碎石による摩耗特性¹⁾

9.1 概 説

掘削刃の土砂による摩耗に関する諸問題を大別すると、掘削刃面における摩耗と掘削刃先における摩耗に対するものと分類される。ここでは、主として、掘削刃面における摩耗特性について論ずるとともに、掘削刃先のエッジ部分の摩耗特性との比較検討を行った。また、試料土砂としてはローラで転圧した粒度の粗い自然乾燥した碎石を使用し、掘削刃面のすくい角および横掘削角を種々に変化させた場合の摩耗特性およびそれらの摩耗機構を把握すること、および前章において使用した細粒土砂に対する金属面の摩耗特性との比較検討を行うことを目的とした。実験装置としては、すでに説明した回転式摩耗試験装置を使用し、試作した掘削刃のすくい角、横掘削角、掘削深さおよび掘削速度を設定して定常掘削試験を行った。なお、各種土工機械において、この定常掘削に対応するものとしては、ドーザ類やスクレーパのブレードおよび掘進速度を制御したアースオーガの掘削刃などである。実験に際しては、まず摩耗量に重要な影響を及ぼすと考えられる掘削刃面上の碎石粒子の運動形態、すなわち、碎石粒子の運動方向および流動速度について実測するとともに、刃面に作用する掘削抵抗を垂直面圧および摩擦抵抗に分析し、種々の掘削深さ、すくい角および横掘削角に対して実測した。また、同時に、これらの諸条件に対応する摩耗量を実測し、摩耗量を支配する諸因子を分析することによりその摩耗機構に関する理論的考察を行った。また、これらの諸量の掘削刃の刃面の位置による相違について比較検討した。

9.2 実験装置および方法

9.2.1 試料碎石

試料土は大阪府高槻市成合より採取した硬質砂岩を破砕したものであり、その粒径加積曲線は図-9.1に示したように、平均粒径 4.8 mm、均等係数 2.4、曲率係数 0.99 の碎石であり、写真-9.1にその一例を示した。この材質について試験を行った結果、平均値として比重 2.68、ショア硬さ 60.5、吸水率 0.7%、ドーリ硬さ 18.5、ロサンゼルスオリヘリ減量 12.7%および単軸圧縮強度

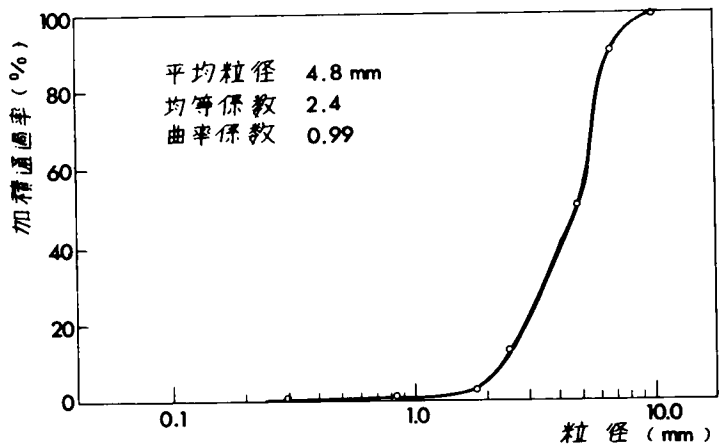


図-9.1 試料碎石の粒径加積曲線

1.530 kg/cm^3 をえた。また、この碎石の粒子形状を任意に選定した30個の碎石粒子について測定した結果、細長比0.57修正円摩度²⁾

0.27であり、碎石としては良好なものであった。写真-9.2は、碎石粒子の形状を測定するためにモルタルで碎石を固結させ、その後切断した断面の一例を示したものである。なお、偏光顕微鏡による鉱物組成の分析試験の結果、石英36.8%、長石類63.2%であった。

この試料碎石を、第2章で説明した回転式摩耗試験装置を構成する外径5.8m、内径3.0m、深さ70cmの円環土槽内に充てんし、線荷重160 kg/m の転

圧ローラで締め固め平滑に成形し、掘削刃の摩耗試験に供した。含水比は、本実験においてすべて自然乾燥状態とした。また、転圧直後の乾燥密度は平均1.41 g/cm^3 であった。なお、試験に際して掘削刃面に作用する碎石土砂の粒度構成は、粗粒側5.0~10.0 mm と安定しており、破碎された細粒土砂分

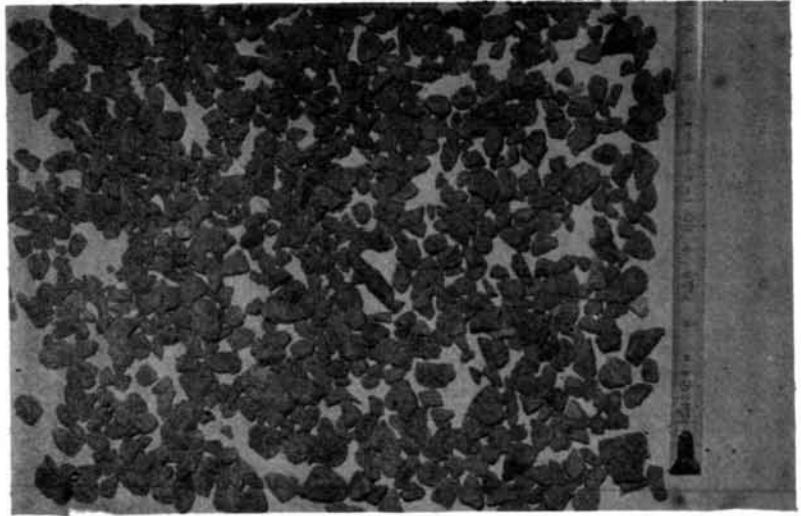
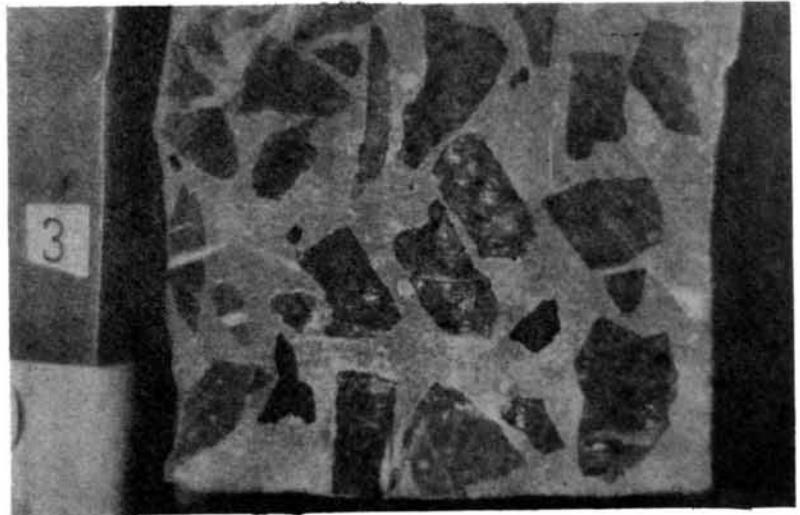


写真-9.1 試料碎石の一例



真-9.2 粒子形状測定のための碎石の断面例

は下層部に堆積する傾向があった。

9.2.2 掘削刃および掘削抵抗測定装置

掘削刃の摩耗機構を解明するために必要な摩耗量の測定と掘削抵抗の測定、および掘削刃面上の位置による摩耗特性の差異を把握するため、図-9.2、写真-9.3および写真-9.4に示した掘削刃面および掘削抵抗測定装置を作成した。すなわち、掘削刃面は一辺が50mmの正方形金属板(厚さ9mm)計16枚を正方形に配列し、個々の金属板の摩耗量を実測するとともに、その金属板に作用する掘削抵抗をそれぞれ独立して計測することが可能である。金属板の材質は、JIS G4051(1965) S35C機械構造用炭素鋼(化学成分C: 0.32~0.38, Si: 0.15~0.35, Mn: 0.60~0.90, P<0.030, S<0.035)であり、ビッカース硬さは $H_V143 \pm 15$ 、表面あらさ30-Sであった。また、金属板相互の間隔は2mmとし、碎石が入らないようにして個々の計測装置を保護した。この掘削抵抗測定装置は、図に示したように、記号A、BおよびCで表示した個所にペーパーゲージを貼り、それぞれの金属板に作用する垂直力、および摩擦抵抗力の互いに直交する2方向の分力を測定することにより、掘削抵抗の方向および大きさを実測するものである。

この掘削抵抗測定装置を固定箱の中に内蔵させた掘削刃を、第2章および第6章第6.3節において述べた回転台車にとりつけ、写真-9.5に示したように、掘削刃のすくい角、横掘削角および掘削深さを調節して、種々の掘削条件に対してその掘削抵抗をオンログラフに記録させ

写真-9.3 掘削刃面

写真-9.4 掘削抵抗測定装置

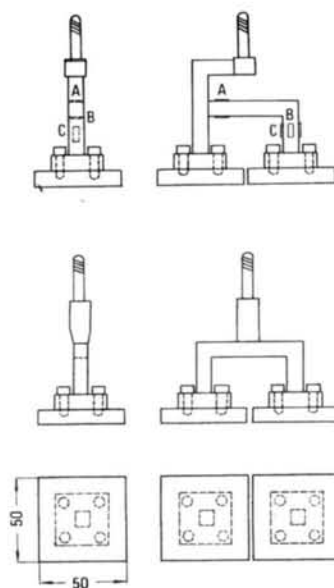
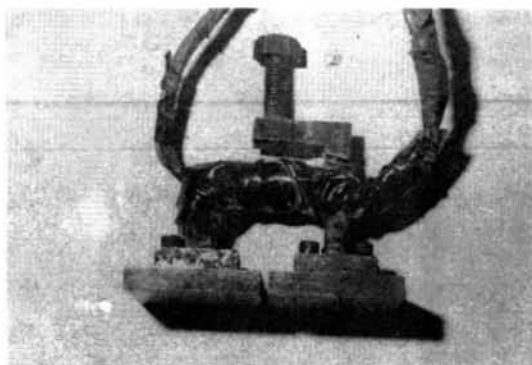
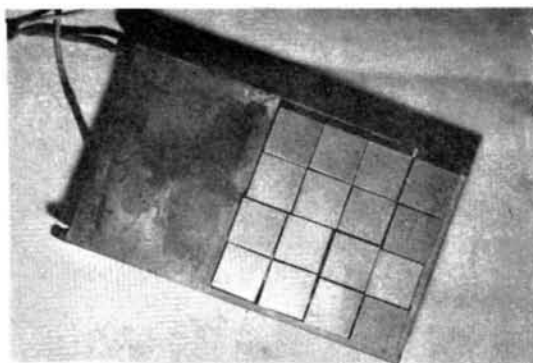


図-9.2 掘削抵抗測定装置
(A、B、Cはペーパーゲージ貼付個所)



た。この場合、掘削刃のすくい角とは、図-9.3(a)に示したように、掘削刃面と鉛直面とのなす角度であり、ここでは、すくい角 α を 0° 、 15° 、 30° 、 45° および 60° に変化させて試験を行った。また、掘削刃の横掘削角とは、同図(b)に示したように、掘削刃の進行方向と刃面とのなす角度であり、ここでは、横掘削角 β を 20° 、 35° 、 50° 、 65° 、 80° および 90° に変化させて実験を行った。

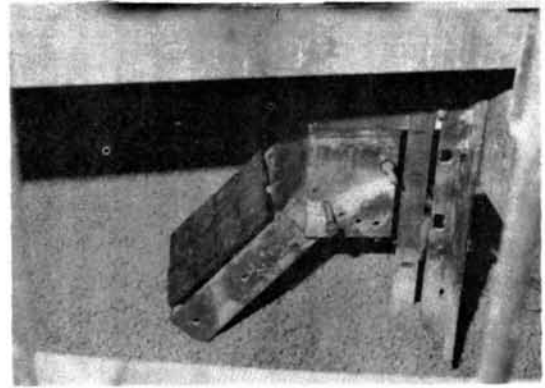
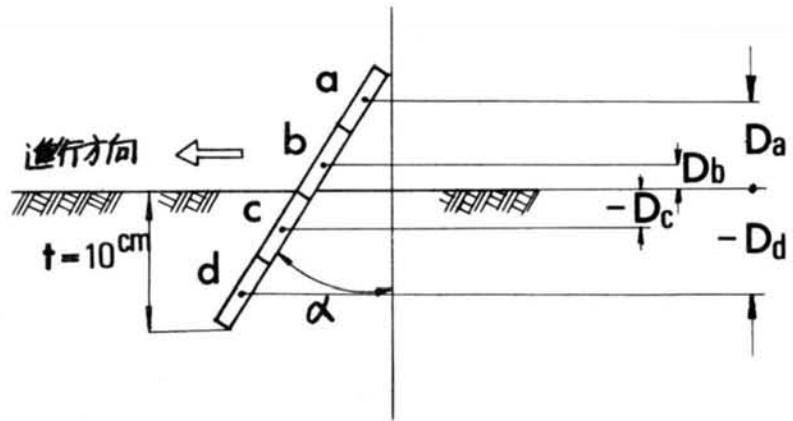


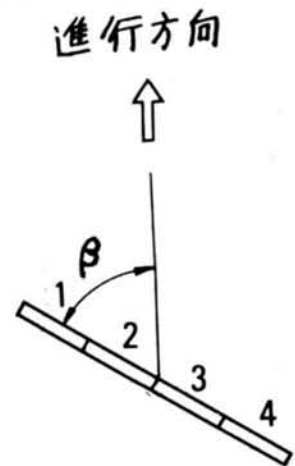
写真-9.5 回転台車に設置された掘削刃

なお、本実験においては、掘削速度を $8.2\text{cm}/\text{sec}$ とし、掘削深さは試料碎石の表面より $t=10.0\text{cm}$ として定常掘削試験を行った。また、この掘削刃を回転台車上に設置した場所は、前図-6.9において番号1で示した位置であり、試料碎石の掘削破壊



(a) $\alpha = \alpha$, $\beta = 90^\circ$ に対する立面図

後は後続するひっかけ柵、かきならし板および転圧ローラによって成形し、つねに一定の試験条件で掘削刃による碎石の掘削が可能となるようにした。また、金属板の摩耗量の測定は、数時間摩耗させた後、エーテルやアセトンで清浄し、その重量変化を計量した。天秤は、秤量200グラム、感量1ミリグラムの直示式天秤を使用した。また、この金属板の摩耗試験時間は、その摩耗量を数十ミリグラム以上の重量差で計測できるように選定した。



(b) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = \beta$ に対する平面図

図-9.3 掘削刃面のすくい角 α および横掘削角 β

9.2.3 碎石の流動方向および流動速度の測定

掘削刃面上の碎石粒子の運動形態として、静止、滑動および転動粒子の割合を把握し、刃面上の流動方向およびその流動速度について実測を行うことは、摩耗機構を解明していく上で重要な要素の一つである。まず、掘削刃面上の碎石粒子の流動方向を測定するために、前節

で述べた掘削刃面上に厚さ2mmの亚克力板を貼付して、掘削刃の種々のすくい角および横掘削角に対する流動方向を、碎石粒子による亚克力板上のひっかき痕跡分布より測定した。つぎに、掘削刃面上の碎石粒子の流動速度を測定するために、写真-9.6に示した透明な亚克力製掘削刃模型箱として、横掘削角 $\beta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ および 90° 傾斜した試験箱を計6個作成した。

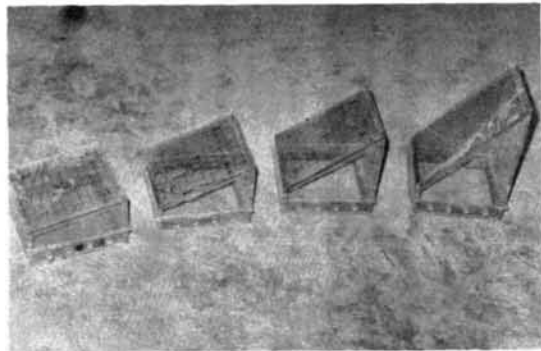


写真-9.6 碎石粒子流動速度測定用亚克力製掘削刃模型箱

この試験箱の中に照明装置および8ミリ撮影機を内蔵し、掘削刃に相当する測定面を2cm間隔で太さ1mmの線を縦横に入れ、碎石粒子の掘削刃面上の流動速度を毎秒24コマのフィルムによって内部より撮影し、そのコマ数によって算定した。

9.3 刃面上の碎石粒子の運動

9.3.1 碎石粒子の流動状態

ここでは、掘削刃の掘削深さを一定とする定常掘削において、掘削幅、すくい角、横掘削角および掘削速度を変化させた場合の掘削刃による碎石土砂の変形特性および掘削刃面上における碎石粒子の流動状態について、二、三の実験的考察を行った結果について述べる。まず、掘削幅を変化させた場合、掘削幅が増大するとともに碎石土砂の盛り上りの幅、高さ、奥行きとも増大し、その間に比例関係が成立することが定性的に明らかとなった。掘削刃のすくい角を変化させた場合、刃高が一定であればすくい角が大きくなるにつれて掘削深さは小さくなり、碎石の盛り上り量は減少するが、掘削深さを一定として掘削した場合でもすくい角が大きくなれば盛り上り量は減少する。これは、すくい角が大きくなるにつれて碎石の横方向への移動が容易になるためであると考えられる。すなわち、すくい角が小さいときには、刃面上の碎石の移動は困難となるが、堆積した碎石土砂中に発生する破壊すべり面上の碎石の移動は顕著となって現われる。これに反し、すくい角が増大するとともに、碎石粒子の移動に対する自由度が増大し掘削刃面上の各点において変化していく傾向にある。

つぎに、掘削刃の横掘削角を変化させた場合、刃幅が一定であれば横掘削角が小さくなるにつれて掘削幅は小さくなる。このため碎石の盛り上りは減少する。また、掘削幅を一定にして掘削した場合にも、横掘削角が小さくなれば盛り上り量はわずかに減少する。これは、すくい角の場合と同様に碎石粒子の横方向への移動に対する自由度が増加するものと考えられる。図-9.4は、第6章に

において使用した細粒土砂について、幅 8.0 cm の掘削刃を鉛直にたて、深さ 5.0 cm において定常掘削を行った場合の土砂の盛り上がり高さ³⁾と掘削刃の横掘削角との関係を求めた実験例である。この場合、横掘削角が 45° から 60° の範囲において盛り上がり高さが最も増大していた。これは、後述するように、この範囲の横掘削角において掘削刃面上の土粒子の鉛直方向の摩擦分力の大きさが最も大きく、また、土粒子の刃面上の流動速度の鉛直成分も、この範囲において最大値をとるという実験結果からも、上述の盛り上がり高さの特性を説明することができる。

なお、掘削速度が増大した場合には、掘削刃前面の盛り上がり高さはわずかに増大する傾向が一般的に見られる。また、谷藤・南部の研究³⁾によると、

掘削刃が砂中に埋没した状態で掘削する場合には、土砂の盛り上がり頂点の位置は、掘削速度が増大するほど刃の位置に近づく傾向があることなどが明らかにされている。

掘削刃面上の碎石粒子の流動方向および流動速度は、掘削刃面の角度を変えると顕著に変化するが、仮に掘削刃面の角度が一定であっても刃面上の位置によってかなり変動する。この場合、前述した 8 ミリ撮影機によって掘削刃面上の碎石粒子の流動状態を観察した結果、いずれの横掘削角に対しても、碎石粒子はほとんど滑動しており、転動している土粒子の割合は少なかった。また、静止している粒子はきわめて少なく、個々の粒子の運動は、絶えず運動を続けていることが観察された。例えば、転動または静止している粒子があっても、連続してその状態を維持するのではなく、不安定な状態はすぐに消滅し、安定した滑動状態へと移行するのである。また、掘削している状態においては、掘削前と比較して、とくに、横掘削角が小さくなるほど刃面上の碎石粒子相互の間げきは大きくなること、および、そのために小さな粒径の粒子は重力の作用によって、他の粒子の移動方向とは反対方向に落下することが判明した。しかし、この場合は、表面の比較的なめらかなアクリル板を使用しているために、実際の金属板上の現象を正確に把握できたかどうか疑問が残る。

9.3.2 刃面上の碎石粒子の流動方向

掘削刃面上の土砂粒の流動方向は、刃面のすくい角および横掘削角によって、また、刃面上の位置によって変化する。すでに、第 6 章第 6.3.2 節において、細粒土砂の掘削刃面中央部における流動方向について実測した。前図 6.1 1 に示したように、鉛直にたてた金属面上の土粒子による痕跡の水平軸となす角度は、乾燥および水浸した砂に対して、横掘削角の大きさと近似的に等しいが、湿潤状態の土砂に対しては、粒子相互の拘束程度により横掘削角の大きさより減少し、水平軸に接近する傾向があった。

ここでは、前述した方法で 20 cm × 20 cm の大きさの掘削刃面上の碎石粒子の流動方向と水平軸と

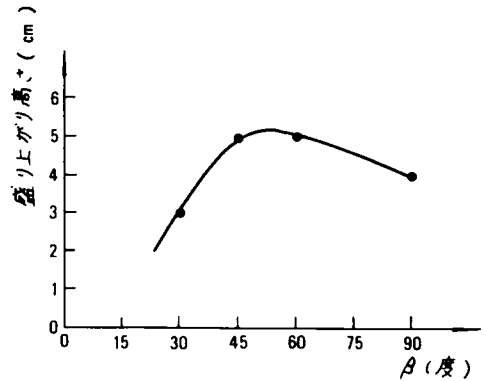
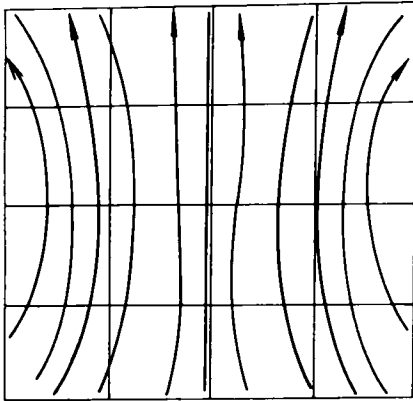
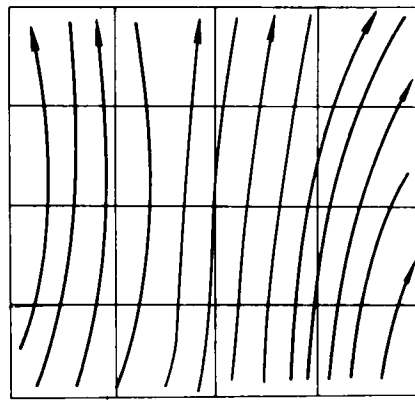


図 9.4 掘削刃前面の最大盛り上がり高さ³⁾と横掘削角 β との関係
(掘削刃の幅 8 cm、深さ 5 cm の場合)

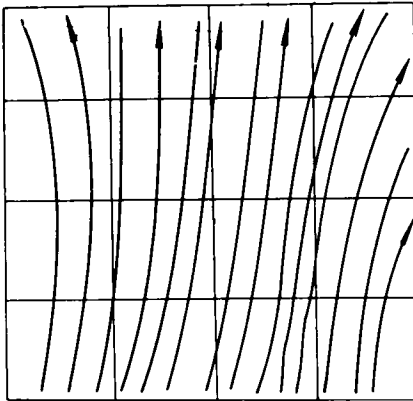
のなす角度を θ として、すくい角および横掘削角を種々に変化させた場合の刃面上の各位置における流動特性を把握することを目的として、実測を行なった。図-9.5(a), (b), (c), ……(j)は、種



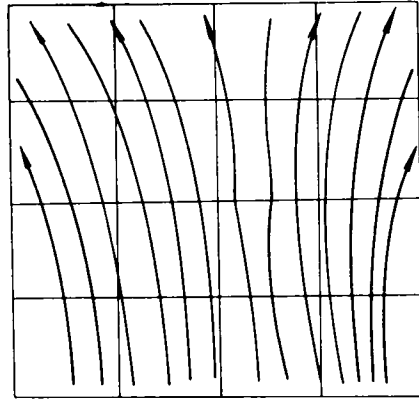
(a) $\alpha = 0^\circ, \beta = 90^\circ$ の場合



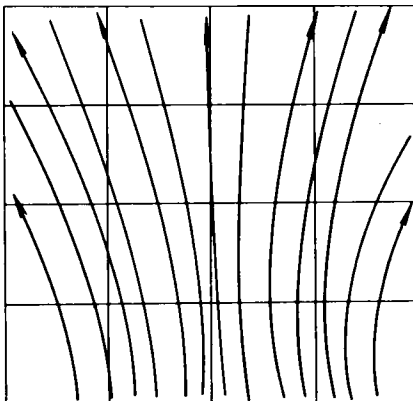
(b) $\alpha = 15^\circ, \beta = 90^\circ$ の場合



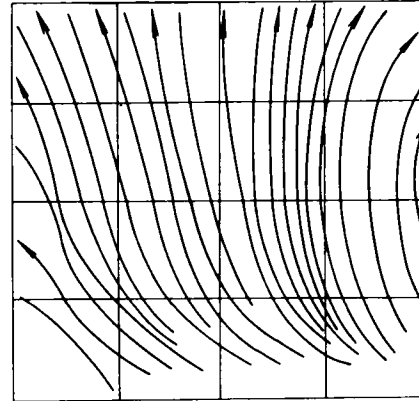
(c) $\alpha = 30^\circ, \beta = 90^\circ$ の場合



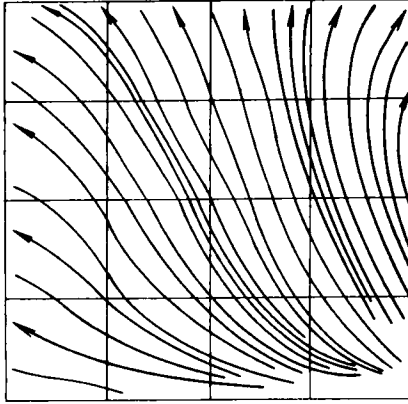
(d) $\alpha = 45^\circ, \beta = 90^\circ$ の場合



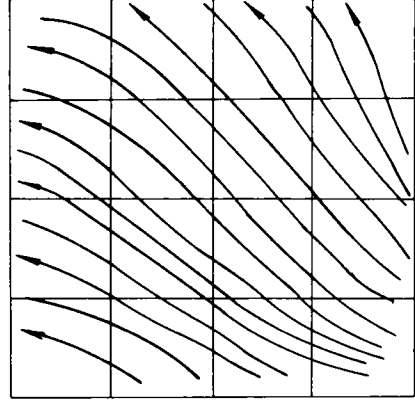
(e) $\alpha = 60^\circ, \beta = 90^\circ$ の場合



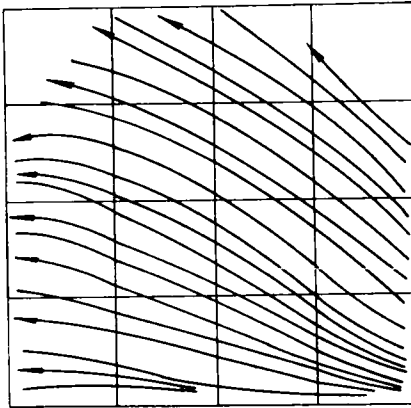
(f) $\alpha = 0^\circ, \beta = 80^\circ$ の場合



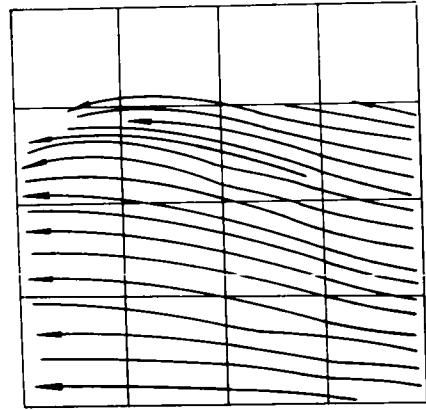
(g) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 65^\circ$ の場合



(h) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 50^\circ$ の場合



(i) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 35^\circ$ の場合



(j) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 20^\circ$ の場合

図-9.5 掘削刃面上の碎石粒子の流動痕跡

々の掘削角度に対する碎石粒子の流動方向を矢印で示したものである。図中の方眼目盛は、一辺が5 cmの正方形であり、横方向の中央線が、試料碎石の堆積した表面の位置に相当する。まず、すくい角 $\alpha = 0^\circ$ 、横掘削角 $\beta = 90^\circ$ の場合、同図(a)に示したように、中央部では $\theta = 90^\circ$ となり、碎石粒子は刃面上を鉛直上方に向って流動していることが判る。また、刃面端部においては、試料土表面下の掘削部分において、粒子は鉛直中心線の方に向って流動しているのに対し、上部の盛り上り部分においては、粒子は外側に向って流動していることが観察された。つぎに、横掘削角を 90° に保持し、すくい角 α を変化させた場合は同図(b), (c), ……(e)に示したように、 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 90^\circ$ の場合と大差はないが、すくい角が増加するとともに、碎石粒子は下方部より次第に外側へ逃げやすくなっていることが判明した。なお、すくい角 α を 0° に保持し、横掘削角のみを変化させた場合は、同図(f), (g), ……(j)に示したように、刃面上の碎石粒子の流動方向は横掘削角の大きさによって著しく変化するのである。一般に、 β が小さくなれば θ も小さくなる傾向があるが、掘削

刃面の位置によって大きく変化している。図-9.6は、鉛直方向の中心線上において、上方より、刃面上で $D = -5\text{ cm}$, 0 cm および $+5\text{ cm}$ の位置における流動角 θ を種々の横掘削角 β に対して実測した結果を示したものである。なお、掘削位置 D は、試料土表面の位置を0として、表面より鉛直下方の方向を負とし、その逆方向である盛り上り部分を正の値とした。図より、掘削位置 $D = 0$, $+5\text{ cm}$ においては、流動角 θ は近似的に横掘削角 β の大きさと一致するが、 $D = -5\text{ cm}$ に相当する掘削部分においては、碎石粒子相互のかみ合せが増大し、拘束度が増加するために、 $\theta < \beta$ なる傾向を示したものであると考える。

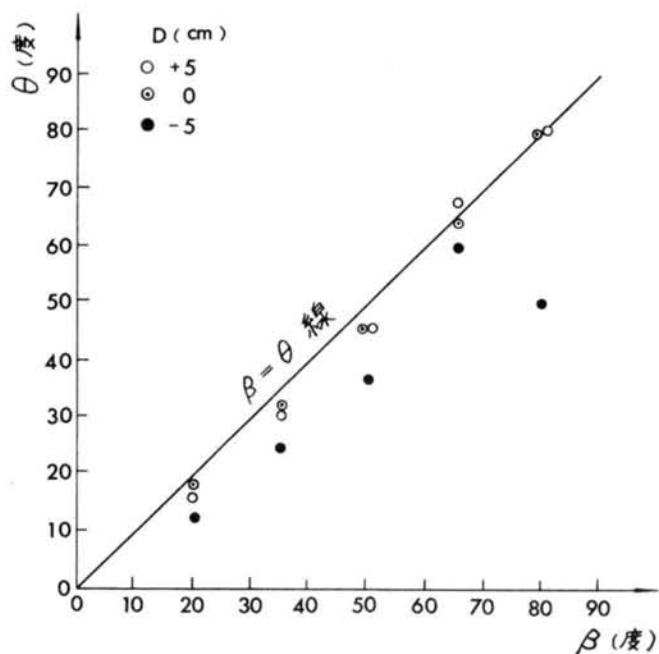
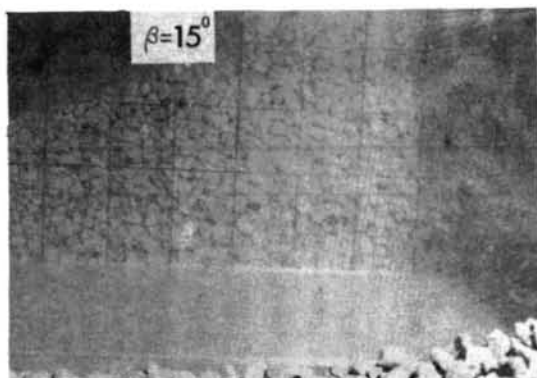


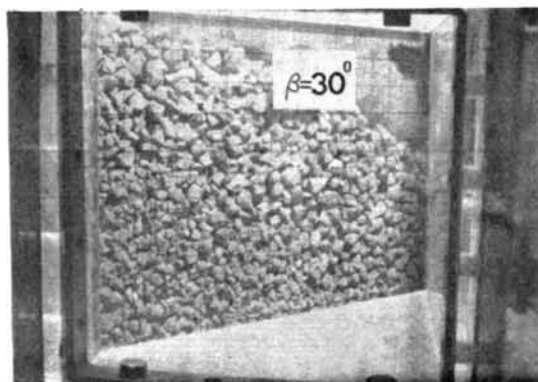
図-9.6 横掘削角 β と流動角 θ との関係

9.3.3 刃面上の碎石粒子の流動速度

掘削速度を一定に保って掘削した場合、掘削角度が異なれば、刃面上を流動する碎石粒子の流動速度 v_s は変化する。刃面上の各位置における速度分布は一様ではないが、流動速度を測定するために作成したアクリル製掘削刃模型箱の内部より連続撮影した1コマを写真-9.7に示した。また、刃面中央部における碎石粒子の流動速度 v_s を算定した結果、各横掘削角 β に対して表-9.1に示す値



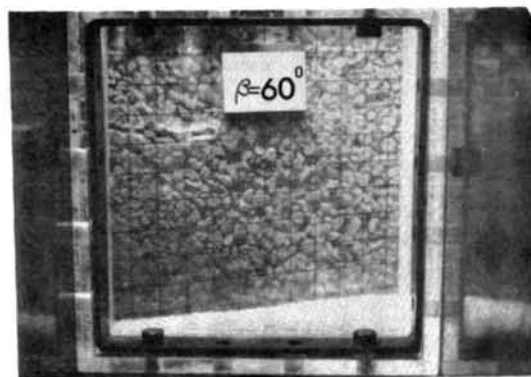
(a) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 15^\circ$ の場合



(b) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 30^\circ$ の場合



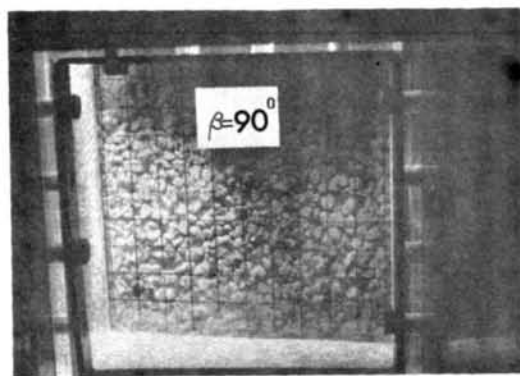
(c) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 45^\circ$ の場合



(d) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 60^\circ$ の場合



(e) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 75^\circ$ の場合



(f) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合

写真-9.7 種々の横掘削角に対する碎石粒子の掘削刃面上の流動状況

表-9.1 すくい角 $\alpha = 0^\circ$ の場合の横掘削角 β に対する掘削刃面上の碎石粒子の平均流動速度 v_s
(掘削速度 $V = 82.2 \text{ mm/sec}$ の場合)

β (度)	15	30	45	60	75	90
v_s mm/sec	24.9	14.1	8.9	8.0	6.2	3.0

をえた。この場合の掘削刃模型の掘削速度 V は、 82.2 mm/sec である。図-9.7は、碎石粒子の刃面上の流動速度 v_s と掘削速度 V との比と横掘削角 β との関係を示したものである。図より、横掘削角の増加とともに著しく碎石粒子の流動速度は減少することは明白であり、横掘削角がほとんど0に相当する場合にも流動速度は掘削速度の約 $1/2$ に達するにすぎないことが判明した。つぎに、

前図-9.6における掘削位置 $D=0\text{ cm}$ に相当する流動角 θ に対して、碎石粒子の流動速度 v_s を刃面の鉛直方向成分 v_{sv} ($=v_s \sin \theta$)および水平方向成分 v_{sh} ($=v_s \cos \theta$)に分解した。図-9.8は、この v_{sv} と v_{sh} を横掘削角 β に対して図示したものである。鉛直方向の流動速度成分 v_{sv} は、 $0^\circ < \beta < 30^\circ$ では次第に増大し、 $30^\circ < \beta < 60^\circ$ で一定値をとり、 $\beta > 60^\circ$ では次第に減少していること。また、水平方向の流動速度成分 v_{sh} は、横掘削角 β の増加にしたがって、急激に減少していきことが判明した。

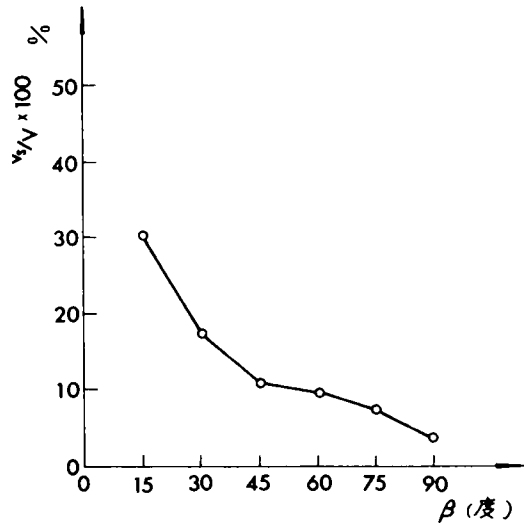


図-9.7 流動速度 v_s と横掘削角 β との関係
掘削速度 V

9.4 刃面のすくい角の掘削抵抗に及ぼす影響

9.4.1 刃面のすくい角と垂直面圧との関係

掘削深さ t をつねに 10 cm に保持して堆積した碎石土砂を掘削する定常掘削試験において、掘削刃に作用する垂直面圧と刃面のすくい角との関係について実測した。この場合、掘削刃面上の各位置における垂直面圧の分布を測定するために、前述した $5\text{ cm} \times 5\text{ cm}$ の金属板にとりつけた掘削抵抗測定用3分力検出器を用いた。掘削刃を縦方向に4等分(a, b, c, dと命名する)、横方向に4等分(1, 2, 3, 4と命名する)して、前図-9.3に示したように配置し、それぞれの位置において測定した。図-9.9は、一例として、すくい角 $\alpha=15^\circ$ 、横掘削角 $\beta=90^\circ$ の場合の掘削刃面上の垂直面圧分布を示したものである。横軸には、各金属板の掘削位置をとり、黒丸印および白丸印は、刃面の横方向についてそれぞれ内側および外側の平均値を示した。この場合、刃面に作用する垂直面圧は、掘削部分より盛り上り部分に向かって直線的に減少していく傾向が見られた。

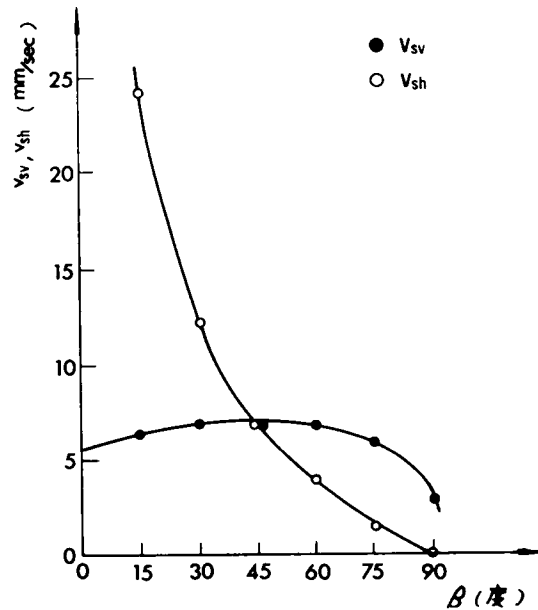


図-9.8 流動速度の鉛直方向成分 v_{sv} 、水平方向成分 v_{sh} と横掘削角 β との関係

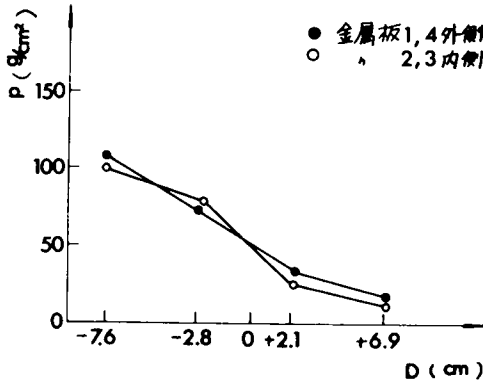


図-9.9 $\alpha=15^\circ$, $\beta=90^\circ$ の場合の掘削刃面上の垂直面圧分布

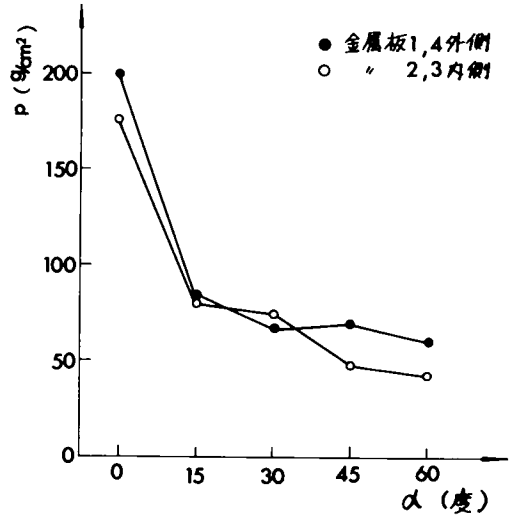


図-9.10 金属板cに対する垂直面圧pとすくい角 α の関係($\beta=90^\circ$)

また、すくい角 α が増大すると、盛り上り部分に位置する金属板aおよびbに作用する垂直面圧は著しく減少すること、および最下端に位置する金属板dには掘削刃固定箱のにげ面の影響が入り、不規則な垂直面圧を呈することが他の実験結果より判明した。そのために、金属板cに作用する垂直面圧とすくい角の関係を求め、図-9.10に示した。図より明らかに、すくい角 α が増大すると、垂直面圧は急激に減少すること、および外側の金属板の方が内側と比較して多少大きい垂直面圧となることが判明した。

9.4.2 刃面のすくい角と摩擦抵抗との関係

掘削刃面に作用する摩擦抵抗力は、垂直面圧の測定要領にしたがって、同時に測定した。図-9.11は、一例として、すくい角 $\alpha=15^\circ$ 、 $\beta=90^\circ$ の場合について実測した掘削刃面上の摩擦抵抗力

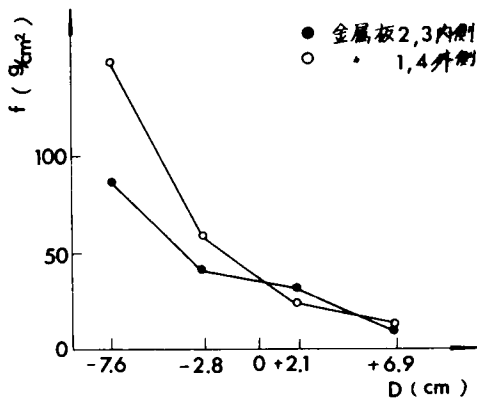


図-9.11 $\alpha=15^\circ$, $\beta=90^\circ$ の場合の掘削刃面上の摩擦抵抗力分布

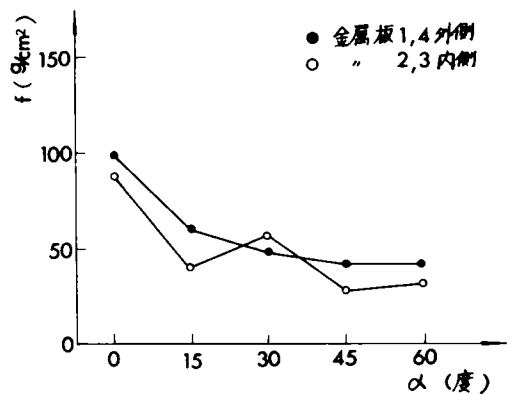


図-9.12 金属板cに対する摩擦抵抗力fとすくい角 α の関係($\beta=90^\circ$)

の分布を示したものである。掘削深さ t が深くなるにしたがって、摩擦抵抗力 f は急激に増大すること、また、掘削刃外側の摩擦抵抗力は、内側と比較して一般に増大していることが判明した。なお、実測に際して、いずれのすくい角に対しても横方向の摩擦抵抗力の分力は、縦方向の分力と比較してきわめて小さく無視することができた。図-9.1 2に、金属板 c についての摩擦抵抗力とすくい角の関係を示した。図より明らかに、摩擦抵抗力はすくい角が増大するとともに減少しているが、横方向の位置による差異は明確ではなかった。

9.4.3 実験結果と考察

掘削刃面に作用する垂直面圧および摩擦抵抗とすくい角の関係について、実験によって得られた結果と理論解析との比較検討を行う。まず、すべてのすくい角に対して碎石粒子の流動方向が縦方向であると仮定し、2次元問題として解析する。図-9.1 3は、すくい角 α に対する掘削刃面に作用する掘削抵抗 F_α を、刃面の法線方向の分力 T_α および接線方向の分力 $\mu_\alpha T_\alpha$ (μ_α は、すくい角 α に対する碎石粒子と金属面との間の摩擦係数) に分解した場合と、掘削抵抗の鉛直成分 V_α および水平成分 H_α に分解した場合を示したものである。このとき、次式が成立する。

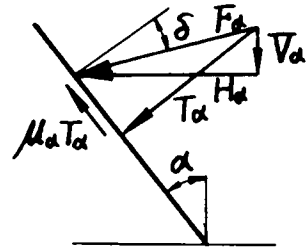


図-9.13 刃面上の掘削抵抗

$$\mu_\alpha = \tan \delta_\alpha \quad (9 \cdot 1)$$

$$H_\alpha = T_\alpha \cos \alpha + \mu_\alpha T_\alpha \sin \alpha \quad (9 \cdot 2)$$

$$V_\alpha = -T_\alpha \sin \alpha + \mu_\alpha T_\alpha \cos \alpha \quad (9 \cdot 3)$$

ここに、 δ_α は、すくい角 α に対する碎石粒子と金属面との間の摩擦角である。

いま、すくい角 α に対する掘削刃の単位面積あたりの垂直面圧を p_α 、摩擦抵抗力を f_α および掘削抵抗の水平成分を H'_α とし、上式の T_α 、 $\mu_\alpha T_\alpha$ および H_α を p_α 、 f_α および H'_α におきかえて整理すると、

$$\mu_\alpha = \tan \delta_\alpha = \frac{f_\alpha}{p_\alpha} \quad (9 \cdot 4)$$

$$p_\alpha = \frac{H'_\alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \delta_\alpha} \quad (9 \cdot 5)$$

$$f_\alpha = \frac{H'_\alpha \cdot \tan \delta_\alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \delta_\alpha} \quad (9 \cdot 6)$$

なる関係式がえられる。

すくい角 $\alpha = 0^\circ$ に対する単位面積あたりの垂直力および掘削抵抗の水平成分を p_0 、 H'_0 とすると、

$$H'_0 = p_0 \quad (9 \cdot 7)$$

したがって、(9.5)式から

$$\frac{H'_\alpha}{H'_0} = \frac{p_\alpha}{p_0} (\cos \alpha + \sin \alpha \tan \delta_\alpha) \quad (9.8)$$

なる関係が成立する。

また、実験の結果、(9.4)式より算定される摩擦角 δ_α とすくい角 α の関係を求め、図-9.14に示した。図より明らかに、摩擦角はすくい角の大きさに関係なく、つねに一定値をとり、この場合約 30° を示した。

さて、各すくい角 α に対応する垂直面圧 p_α および摩擦角 δ_α を前図-9.10および図-9.14より求め、上式(9.8)で与えられる H'_α/H'_0 を算定し、すくい角 α との関係を求めた。対数目盛軸上に H'_α/H'_0 をとり、横軸の普通目盛軸上にすくい角 α をとって図示すると、図-9.15がえられた。回帰分析の結果、次式で与えられる実験式が成立した。

$$H'_\alpha = H'_0 \cdot 10^{-m\alpha} \quad (m = 0.62) \quad (9.9)$$

この場合、 α をラジアン単位で整理すると、 $m = 0.62$ で与えられ、その相関係数は 0.91 であった。なお、島の実験⁴⁾によると、この m の値は砂質土に対して 0.45 、粘性土に対して 0.22 となることが判明している。つぎに、上式で与えられる H'_α を、前式(9.5)および(9.6)に代入すると、

$$p_\alpha = \frac{10^{-m\alpha}}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \delta_\alpha} p_0 \quad (9.10)$$

$$f_\alpha = \frac{\tan \delta_\alpha \cdot 10^{-m\alpha}}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \delta_\alpha} p_0 \quad (9.11)$$

となる。すなわち、すくい角 α の掘削刃に作用する垂直面圧 p_α と摩擦抵抗 f_α は、 $\alpha = 0^\circ$ に対する垂直面圧 p_0 と、掘削土砂および刃面の種類によって決定される定数 m の値と摩擦角 δ_α の値を与えることにより、上式で算定されることが理論的に判明した。図-9.16は、定数 $m = 0.62$ とし、摩擦角 δ_α を前図-9.14より求め、上式によって算定した p_α/p_0 と f_α/p_0 をすくい角 α に対してプロ

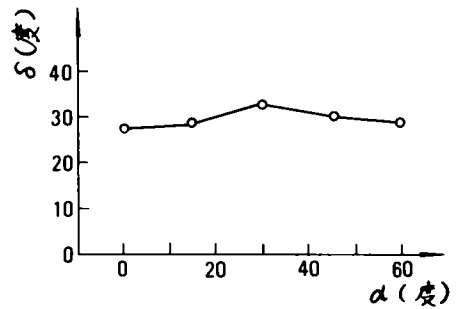


図-9.14 摩擦角 δ とすくい角 α との関係

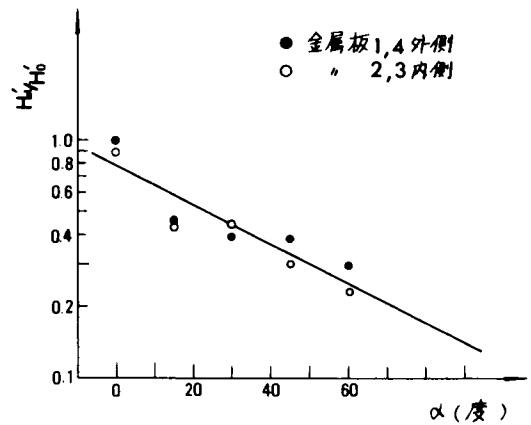


図-9.15 水平方向の掘削抵抗比 $\frac{H'_\alpha}{H'_0}$ とすくい角 α との関係

ットした理論曲線と、実験によって求めた実測値とを対比させたものである。

このように、掘削刃に作用する垂直面圧および摩擦抵抗の大きさは、すくい角 α の増加とともに双曲線的に減少することが明らかとなった。なお、谷藤ら³⁾の研究においてもこの事実を実証している。すなわち、刃幅47mm、刃高55mmの掘削刃を走行速度90.0cm/secで自然乾燥状態の相馬砂を掘削したときの掘削抵抗とすくい角の関係について実験している。これより、一定の掘削深さに対する垂直力Pと接線力Fを算定し、すくい角との関係を求め、図-9.17に示した。

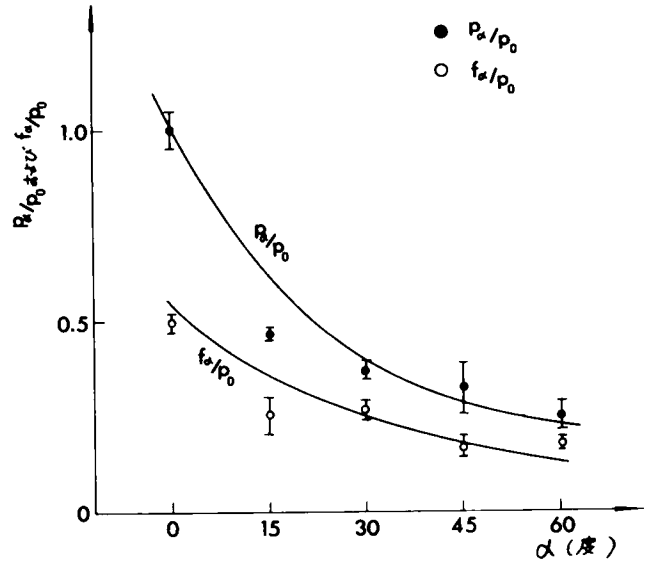


図-9.16 P_α/p_0 と f_α/p_0 とすくい角 α との関係
(実線は理論曲線、丸印は実測値)

9.5 刃面の横掘削角の掘削抵抗に及ぼす影響

9.5.1 刃面の横掘削角と垂直面圧との関係

ここでは、掘削刃面のすくい角を 0° として、横掘削角のみを変化させた場合の掘削抵抗におよぼす影響について、前述の方法で実測を行った。この場合、掘削深さを10cmとして定常掘削を行い、また掘削幅は横掘削角の大きさによって変化するが、掘削刃面上の16等分した各金属板に作用する垂直面圧を種々の横掘削角に対して測定した。その結果の一例として、図-9.18は $\alpha=0^\circ$

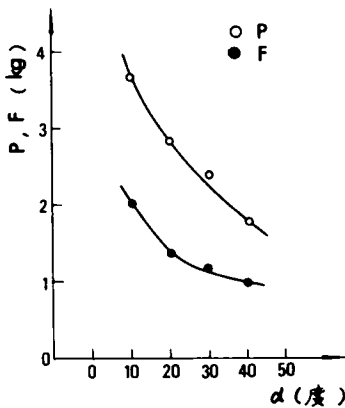


図-9.17 垂直力P、接線力Fとすくい角 α の関係³⁾

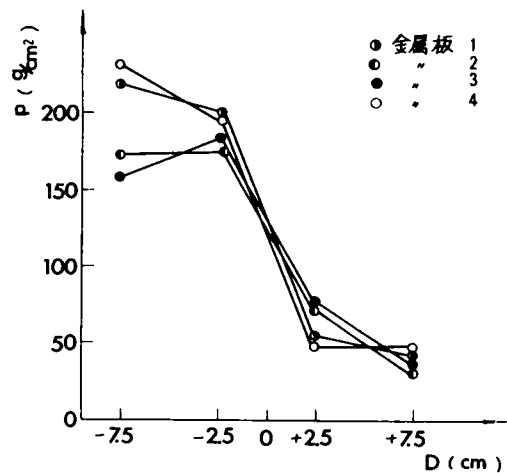


図-9.18 $\alpha=0^\circ$ 、 $\beta=90^\circ$ に対する掘削刃面上の垂直面圧分布 (掘削深さ10cm)

$\beta = 90^\circ$ の場合であり、図-9.19は $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 65^\circ$ の場合について、掘削位置と垂直面圧の関係を各横方向の金属板 1, 2, 3, 4 に関して示した。図より明らかに、掘削位置が浅くなるにしたがって、垂直面圧は急激に減少し、盛り上り部分においてきわめて小さい値を示した。また、測定値が比較的安定している金属板cについて、横掘削角と垂直面圧の関係を図示すると、図-9.20がえられた。一般的な傾向として、種々の横掘削角に対する垂直面圧は、刃面の横方向の

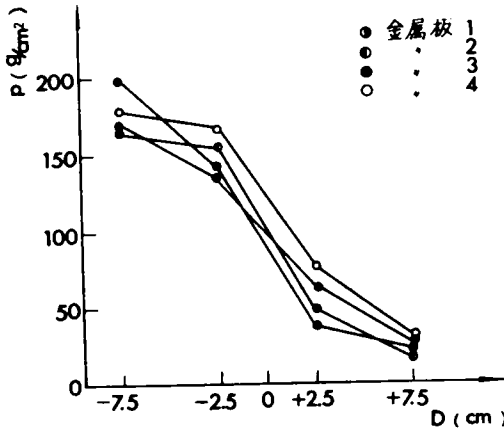


図-9.19 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 65^\circ$ に対する掘削刃面上の垂直面圧分布 (掘削深さ 10cm)

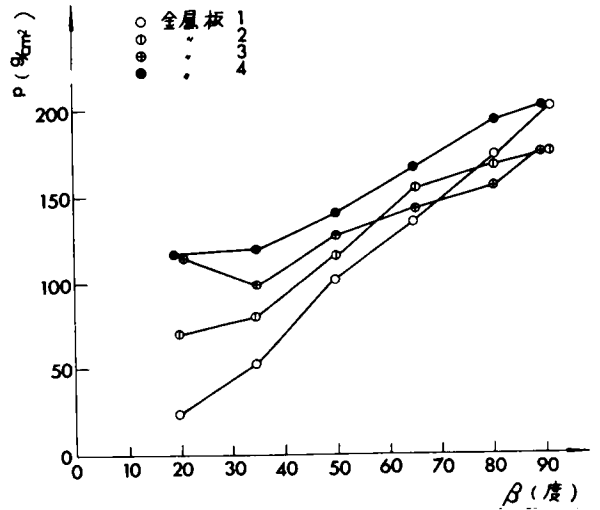


図-9.20 金属板cに対する垂直面圧pと横掘削角 β との関係

位置によって異なり、掘削刃の進行方向を前面とすると、金属板の配列が後方へいくほど大きな垂直面圧をうけており、金属板4において最も増大している。これは、碎石粒子の掘削刃面上の流動にとともに、流動の進行とともに碎石粒子相互の拘束圧が増加していくためであると考えられる。また、横掘削角 β が小さくなるにしたがって、垂直面圧は直線的に減少していくことが判明した。なお、最下端に位置する金属板dに作用する垂直面圧が最も大きくなるが、エッジ作用にとよなって、測定値のばらつきが著しく、一般的な傾向をつかむことができなかった。

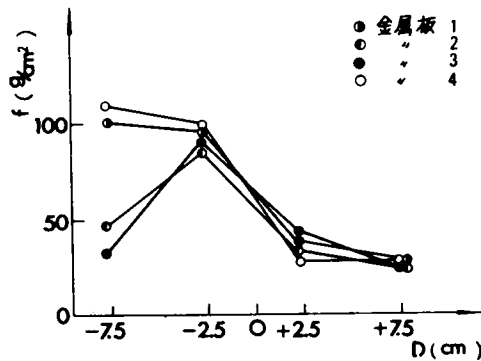


図-9.21 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 90^\circ$ に対する掘削刃面上の摩擦抵抗力分布 (掘削深さ 10cm)

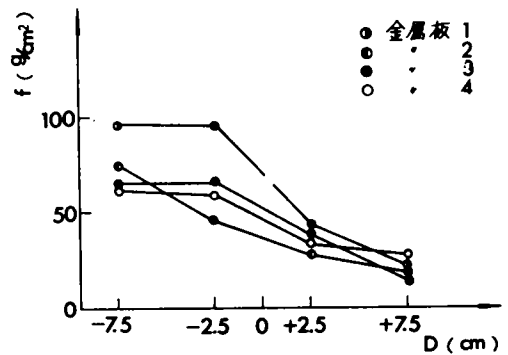


図-9.22 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 65^\circ$ に対する掘削刃面上の摩擦抵抗力分布 (掘削深さ 10cm)

9.5.2 刃面の横掘削角と摩擦抵抗との関係

前節の垂直面圧と同時に測定した摩擦抵抗力の一例として、 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 90^\circ$ の場合を図-9.21に、 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\beta = 65^\circ$ の場合を図-9.22に、その掘削刃面上の分布を示した。掘削位置Dが深くなるにしたがって、摩擦抵抗力が急激に増大する傾向は垂直面圧の場合と同様である。また、測定値の比較的安定した金属板cに対する摩擦抵抗力と横掘削角との関係を図示すると、図-9.23をえた。図より明らかに、横掘削角が減少するとともに、端部の金属板4において、摩擦抵抗力が他の位置にくらべて減少していく傾向がみられる。この現象は、垂直面圧の場合とは逆の現象であり、碎石粒子の流動が進行するともなつて拘束圧が増大しているにもかかわらず、横掘削角の減少とともに碎石粒子の運動形態が、端部において転動粒子が多くなり、他の位置と比較して摩擦係数が減少するためであろうと考える。

つぎに、図-9.23に示した各測定値の平均値に対して、掘削刃面上の摩擦抵抗 f をその鉛直成分 f_v および水平成分 f_h に分解し、ペーパーゲージによる実測値の平均値として横掘削角との関係を図示すると、図-9.24がえられた。横掘削角が減少するとともに、水平成分 f_h が単調に増大すること、一方鉛直成分 f_v は次第に減少することが明らかとなった。

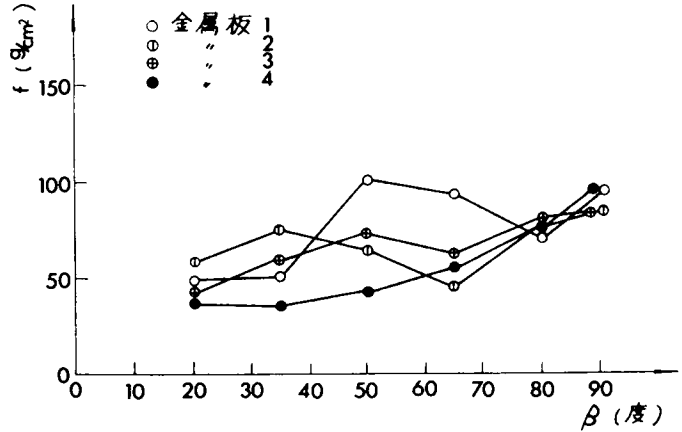


図-9.23 金属板cに対する摩擦抵抗力 f と横掘削角 β との関係

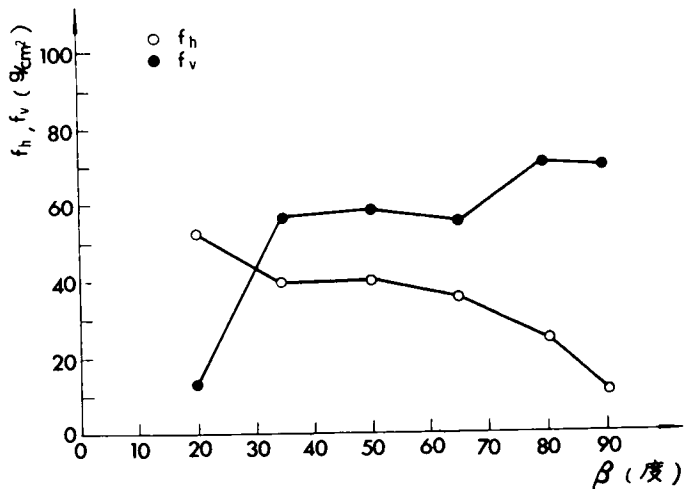


図-9.24 摩擦抵抗力の水平成分 f_h 、鉛直成分 f_v と横掘削角 β との関係

9.5.3 実験結果と考察

掘削刃の横掘削角 β を変化させた場合の掘削抵抗について解析し、碎石粒子と刃面との間の摩擦係数が、横掘削角の大きさにかかわらず一定値をとることにより、掘削抵抗の大きさおよび方向につい

て考察し、掘削抵抗と横掘削角との間に成立すべき関係式を求めた。また、刃面上に作用する摩擦抵抗力の作用方向と水平軸とのなす角度と横掘削角との関係を求め、碎石粒子の流動角の大きさとの比較を行った。

まず、図-9.25に示すように、掘削刃面上のO点に作用する掘削抵抗力を τ_β とし、 \overline{OB} で示した。O点における法線をOZ、掘削刃面上の水平軸をOX、鉛直軸をOyとした。掘削抵抗 τ_β を垂直力 p_β と摩擦抵抗力 f_β に分解し、さらに f_β の鉛直成分を $f_{\beta v}$ 、水平成分を $f_{\beta h}$ とした。また、図において、進行方向とX軸とのなす角度を横掘削角 β 、 p_β と \overline{OA} とのなす角度を ξ 、 f_β と $f_{\beta h}$ とのなす角度を ψ 、掘削抵抗 τ_β と \overline{OA} とのなす角度を δ' とすると、幾何学的関係より次式が成立する。

$$f_{\beta v} = \tau_\beta \sin \delta' \quad (9 \cdot 12)$$

$$\begin{aligned} f_{\beta h} &= f_{\beta v} \tan \psi \\ &= \tau_\beta \sin \delta' \tan \psi \end{aligned} \quad (9 \cdot 13)$$

$$p_\beta = \tau_\beta \cos \delta' \cos \xi \quad (9 \cdot 14)$$

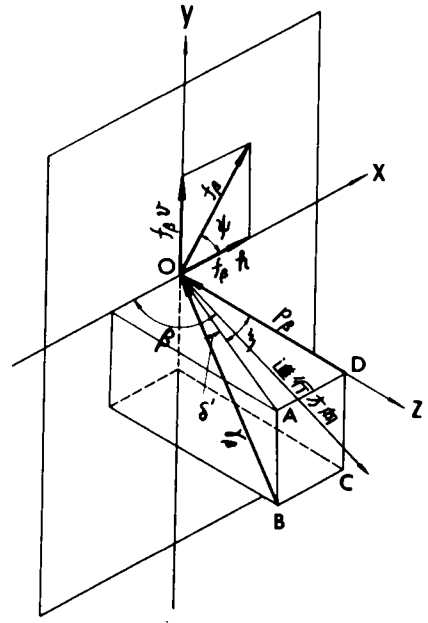


図-9.25 掘削刃面上に作用する掘削抵抗力の分析

また、

$$f_{\beta h} = \tau_\beta \cos \delta' \sin \xi \quad (9 \cdot 15)$$

$$\tan \psi = \frac{f_{\beta h}}{f_{\beta v}} \quad (9 \cdot 16)$$

$$\tan \xi = \frac{f_{\beta h}}{p_\beta} \quad (9 \cdot 17)$$

(9.12)・(9.15)および(9.16)式より

$$\tan \delta' = \frac{\sin \xi}{\tan \psi} \quad (9 \cdot 18)$$

いま、垂直面圧 p_β と摩擦抵抗力 f_β との比率を摩擦係数 $\tan \delta$ として、 ξ 、 δ' との関係式を誘導する。⁵⁾

$$\tan \delta = \frac{f_\beta}{p_\beta} \quad (9 \cdot 19)$$

$$f_\beta = \sqrt{f_{\beta h}^2 + f_{\beta v}^2} \quad (9 \cdot 20)$$

前式に、(9・12)・(9・13)・(9・14)および(9・18)式を代入すると、

$$\tan \delta = \frac{\sqrt{1 - \cos^2 \delta' \cos^2 \xi}}{\cos \delta' \cos \xi} \quad (9 \cdot 21)$$

となる。

さて、実験結果より、(9・16)式で算定される角度 ψ と横掘削角 β との関係を求め、図-9.26に示した。図より明らかに、摩擦抵抗力の作用方向と前図-9.6において掘削位置 $D = -5 \text{ cm}$ に相当する碎石粒子の流動方向とはわずかに異なっており、つねに $\beta > \psi > \theta$ となることが判明した。つぎに(9・17)式によって算定される角度 ξ と横掘削角 β との関係を求め図-9.27に示した。これは、掘削抵抗力の方向と(90°- β)で表わされる掘削刃の進行方向とが一致しないことを示しており、横掘削角 β が小さくなる程、掘削抵抗力の方向は法線より遠ざかる傾向にあることが明らかとなった。

さらに、(9・18)式で算定される角度 δ' と横掘削角 β との関係を求め、図-9.28に示した。これは、掘削抵抗の水平面となす角度が、 β が小さくなるとともに減少していくことを意味するものである。なお、最後に、(9・19)式によって算定される摩擦角 δ と横掘削角 β との関係を求めると図-9.29がえられた。図より、近似的に、この試験においては、碎石粒子と刃面との間の摩擦角は、横掘削角に関係なく一定値をとると考える。もちろん、金属板の掘削刃面上の位置によって、また横掘削角の大きさによって、わずかの増減はあるが、平均的に考

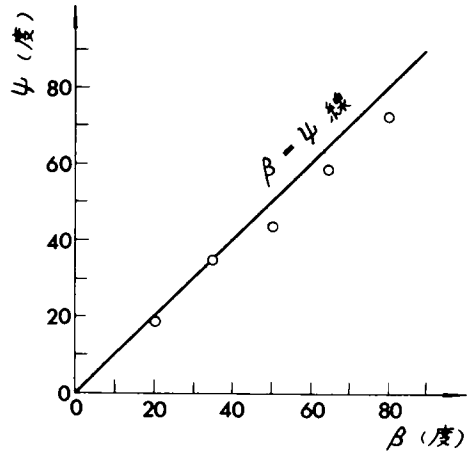


図-9.26 角度 ψ と横掘削角 β との関係

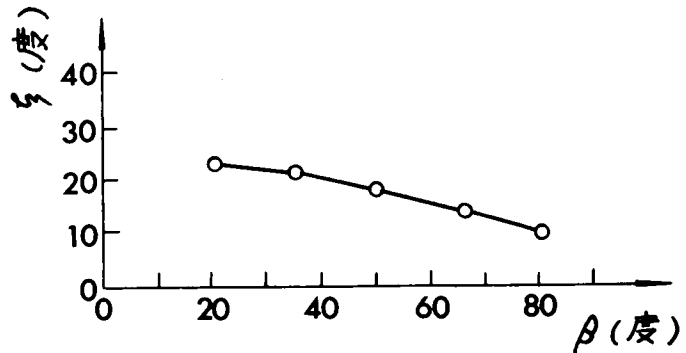


図-9.27 角度 ξ と横掘削角 β との関係

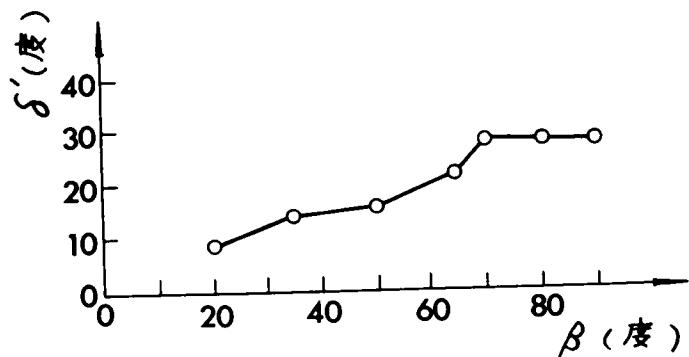


図-9.28 角度 δ' と横掘削角 β との関係

えると、一般的に前述のような傾向が見られた。

この場合、砕石と掘削刃との摩擦角は、横掘削角に関係なく平均 28.4° となるので、刃面の法線と掘削抵抗の方向とのなす角度は、横掘削角の大きさに関係なくこの値を保持し、頂角 $2 \times 28.4^\circ = 56.8^\circ$ の円錐体の母線にそって掘削抵抗が作用することを意味している。また、(9・21)式より、摩擦角 δ が一定であれば、 $\cos \delta' \cdot \cos \xi$ も一定値をとることは明らかであり、 $\beta = 0^\circ$ に対して(9・14)式より次式が成立する。

$$P_0 = r_0 \cdot \cos \delta \quad (9 \cdot 22)$$

なお、前図-9.20において、垂直面圧と横掘削角が次式で示す直線関係にあると仮定する。

$$\frac{P_\beta}{P_0} = -c\beta + 1 \quad (c: \text{正の定数}) \quad (9 \cdot 23)$$

(9・22)式に、(9・14)・(9・23)式を代入すると、

$$\begin{aligned} \frac{r_\beta}{r_0} &= \frac{P_\beta}{P_0} \frac{\cos \delta}{\cos \delta' \cos \xi} \\ &= (-c\beta + 1) \frac{\cos \delta}{\cos \delta' \cos \xi} \end{aligned} \quad (9 \cdot 24)$$

となり、 $\cos \delta / (\cos \delta' \cos \xi)$ は、前述したように定数であるから、 r_β / r_0 は β と比例関係があることが判明した。

9.6 刃面の摩耗特性

9.6.1 掘削深さと摩耗量の関係

掘削刃面の砕石による摩耗特性について、まず掘削深さを種々に変化させた場合の掘削刃面上の摩耗量分布について実験的考察を行った。前述した掘削刃を使用し、そのすくい角 $\alpha = 0^\circ$ 、横掘削角 $\beta = 90^\circ$ の場合について掘削深さ t を 7.5cm 、 10cm および 12.5cm の三通りに変化させて定常掘削を行い、各金属板の摩耗量を実測した。ここでは、主として掘削深さ t を変えることによって、掘削刃面の同じ掘削位置Dに相当する位置の金属板の摩耗量が、土中部分の変動する掘削

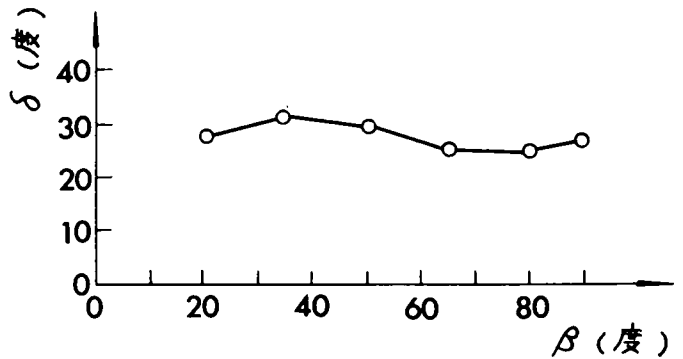


図-9.29 摩擦角 δ と横すくい角 β との関係

刃面の大きさによって差異を生ずるかどうかについて、定性的な傾向を見出すことを目的とした。図-9.30は、金属板の摩耗量を単位掘削距離、単位面積あたりの摩耗量の平均値をMとして表現し、金属板の位置Dとの関係を3種類の掘削深さtに対して実測した結果を示したものである。図より明らかに、金属板の位置が深くなるほど摩耗量は接触面圧の増大にともない増加していること、また、この実験例だけで判断するのは困難であるが、深さが同じ位置にある金属板相互の摩耗量を比較すると、多少の差異が生じていることが認められた。後者の現象は、掘削深さに伴う掘削刃面の大きさの相違によって、碎石土砂の変形形態が異なるために刃面上の垂直面圧や碎石粒子の運動形態、さらに流動速度などにも多少の変化が生じたものと考えられる。しかし、単純に掘削刃の深さと摩耗量の関係を普遍化するのは困難であり、本実験もその一実験例としてさらに多くの場合についての実験データの積み重ねが必要である。

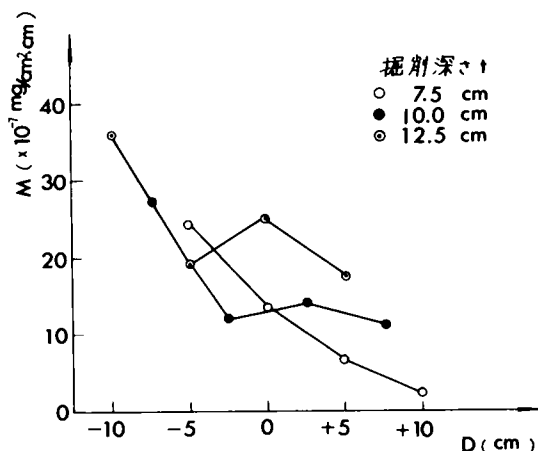
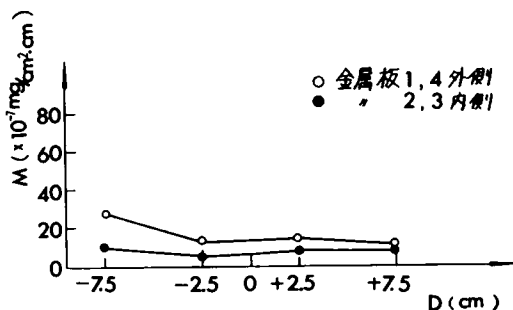


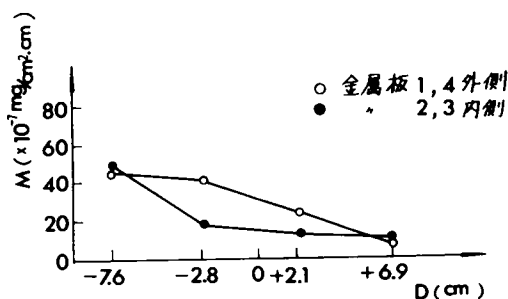
図-9.30 種々の掘削深さに対する掘削刃面上の摩耗量分布

9.6.2 刃面のすくい角と摩耗量の関係

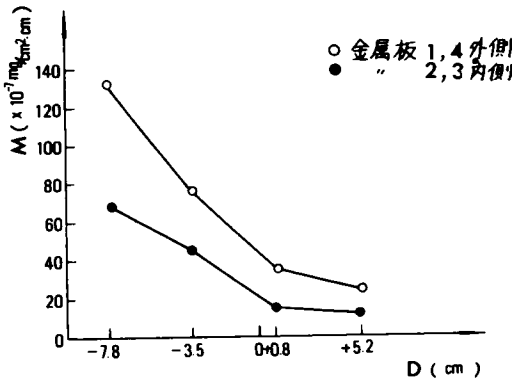
掘削刃面のすくい角の大きさによる刃面上の摩耗量分布の変化特性について、実験を行った結果、図-9.31(a), (b), ……(e)をえた。この場合、掘削刃の横掘削角 β は 90° とした。いずれのすくい角 α に対しても、金属板の位置が深くなるほどその摩耗量は増大していること、また、掘削刃面の外側に位置している金属板の摩耗量は、内側の金属板と比較して増大していることは明白である。これらの傾向は、掘削刃面に作用する垂直面圧および摩擦抵抗の大きさと掘削刃面上との関係と全く類似の傾向を示すことが判明した。また、掘削刃のすくい角 α と各金属板の摩耗量との比較を



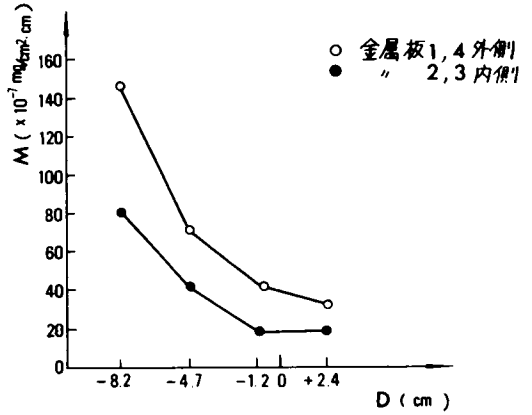
(a) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合



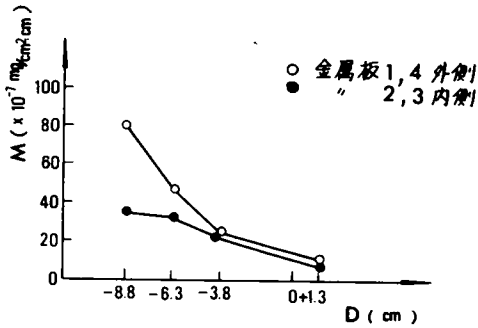
(b) $\alpha = 15^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合



(c) $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合



(d) $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合



(e) $\alpha = 60^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合

図-9.31 種々のすくい角に対する掘削内面上の
摩耗量分布 ($\beta=90^\circ$)

行った結果、図-9.32(a), (b)をえた。同図(a)は
金属板c列について、また同図(b)は、金属板d列に
ついての実測値であり、金属板の横方向について、
内側2, 3および外側1, 4の摩耗量の各平均値と
すくい角 α との関係を示したものである。図より明
らかに、いずれの場合にも、すくい角 α の増加とと
もに摩耗量は次第に増大し、 30° から 45° の間
で最大値をとり、さらに α が増大すると再び減少し

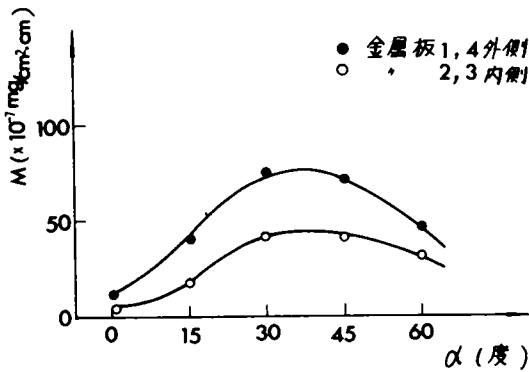
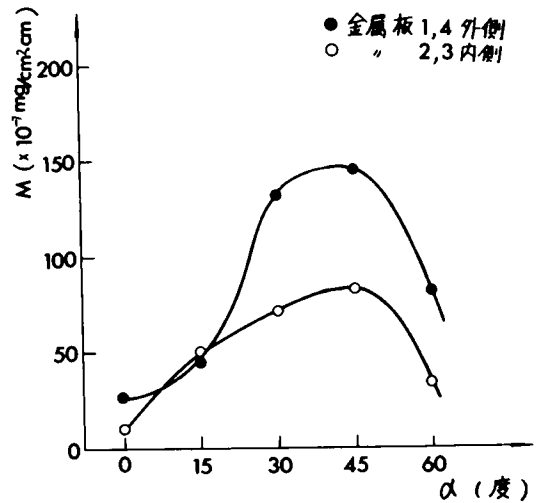


図-9.32 (a) 金属板cに対する摩耗量Mとす
くい角 α の関係

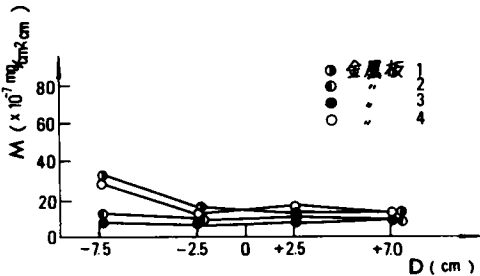


(b) 金属板dに対する摩耗量Mとすくい
角 α の関係

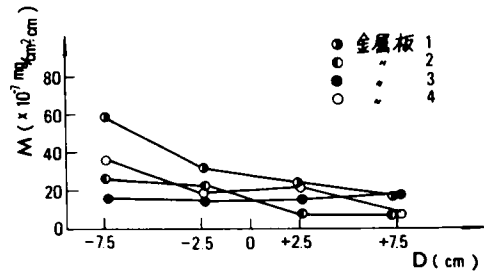
ていくことが判明した。また、掘削刃面の外側に位置する金属板の摩耗量が内側の金属板と比較してつねに増大していることは前述したとおりである。なお、金属板d列において、摩耗量が顕著に増大しているのは、エッジ摩耗による影響が著しいことを示すものであり、とくに金属板d列の外側1, 4の位置に相当する金属板の摩耗量は、側面および底辺のエッジ部分の摩耗によってきわめて大きくなることを意味している。

9.6.3 刃面の横掘削角と摩耗量の関係

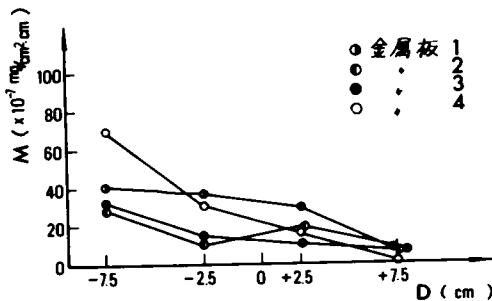
つぎに、掘削刃のすくい角 α を 0° として、横掘削角 β を種々に変えた場合の掘削刃面の摩耗量に及ぼす影響について実験的考察を行った。まず、図-9.33(a), (b), (c), ……(f)に示したように、各金属板の摩耗量をすべてプロットし、掘削刃面上の摩耗量分布と刃面の横掘削角との関係を求めた。一般に、金属板の位置Dが深くなるにしたがって摩耗量は増大していくが、その摩耗量の絶対値は横掘削角 β の大きさによって変化する。そのために、金属板b, cおよびdの摩耗量Mと横



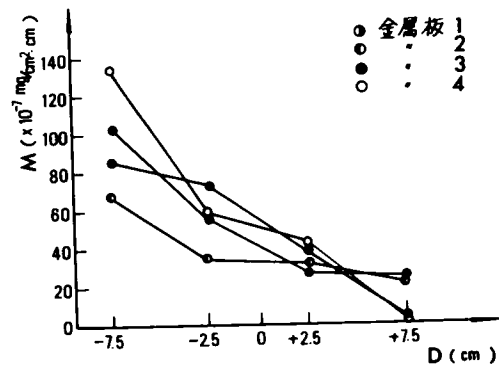
(a) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 90^\circ$ の場合



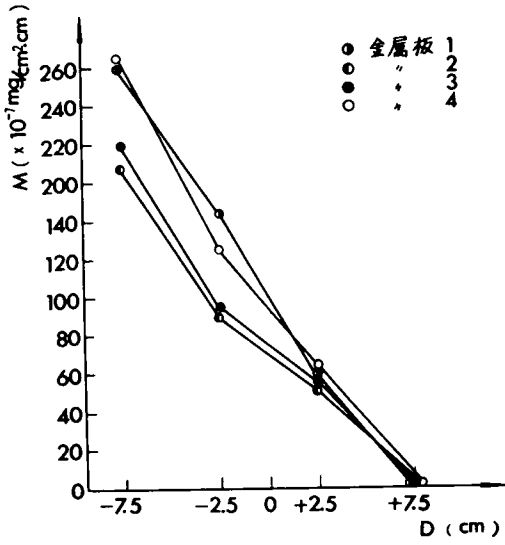
(b) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 80^\circ$ の場合



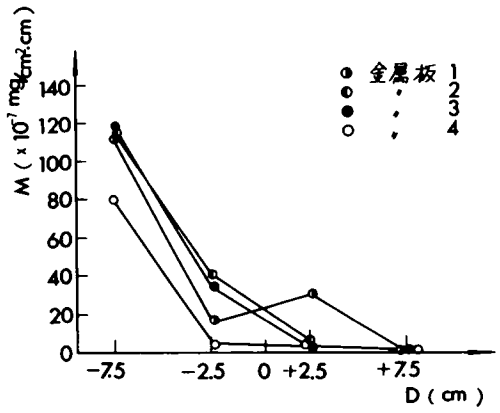
(c) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 65^\circ$ の場合



(d) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 50^\circ$ の場合

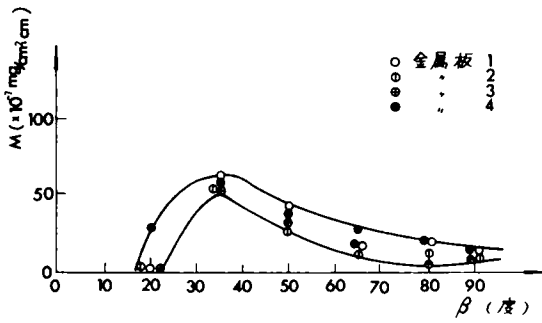


(e) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 35^\circ$ の場合

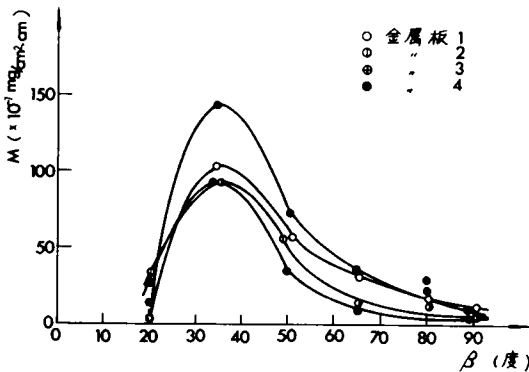


(f) $\alpha = 0^\circ$, $\beta = 20^\circ$ の場合

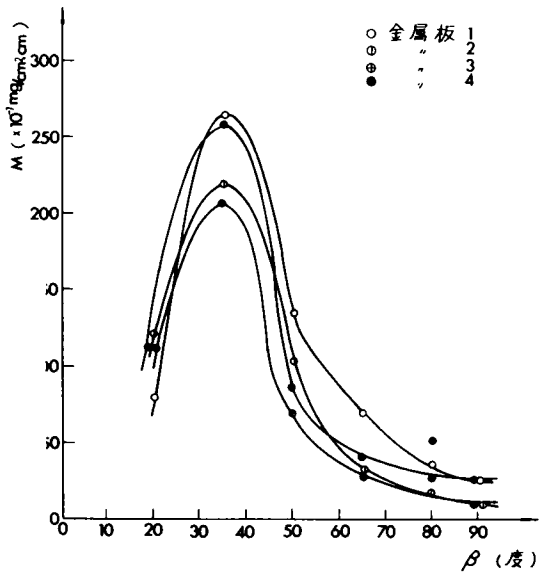
図-9.33 種々の横掘削角 β に対する掘削刃面上の
摩耗量分布 ($\alpha = 0^\circ$)



(a) 金属板 b



(b) 金属板 c



(c) 金属板 d

掘削角 β との関係を求め図示したのが、図-9.34 (a), (b), (c)である。いずれの場合にも、横掘削角 35° 近傍で摩耗量は最大値をとることが判明した。この現象は、第6章において

図-9.34 各種金属板に対する掘削刃の摩耗量と横掘削角 β との関係

論述したゆるく堆積した細粒土砂に対する金属面の摩耗特性と全く同じ現象となることは明らかであり、粒度の粗い砕石に対しても同じ摩耗形態をとることが判った。

つぎに、掘削刃面の横方向に対する摩耗量分布について、一般に外側に位置する金属板の摩耗量は、内側のそれと比較してかなり増大していることが実験の結果より判明しているが、さらに、金属板1、2、3および4に対する金属板の摩耗量と横掘削角 β との関係を求め、相互の比較を行うと、図-9.35(a)、(b)、(c)、(d)に示す傾向がえられた。すなわち、金属板1および4については、その金属面の

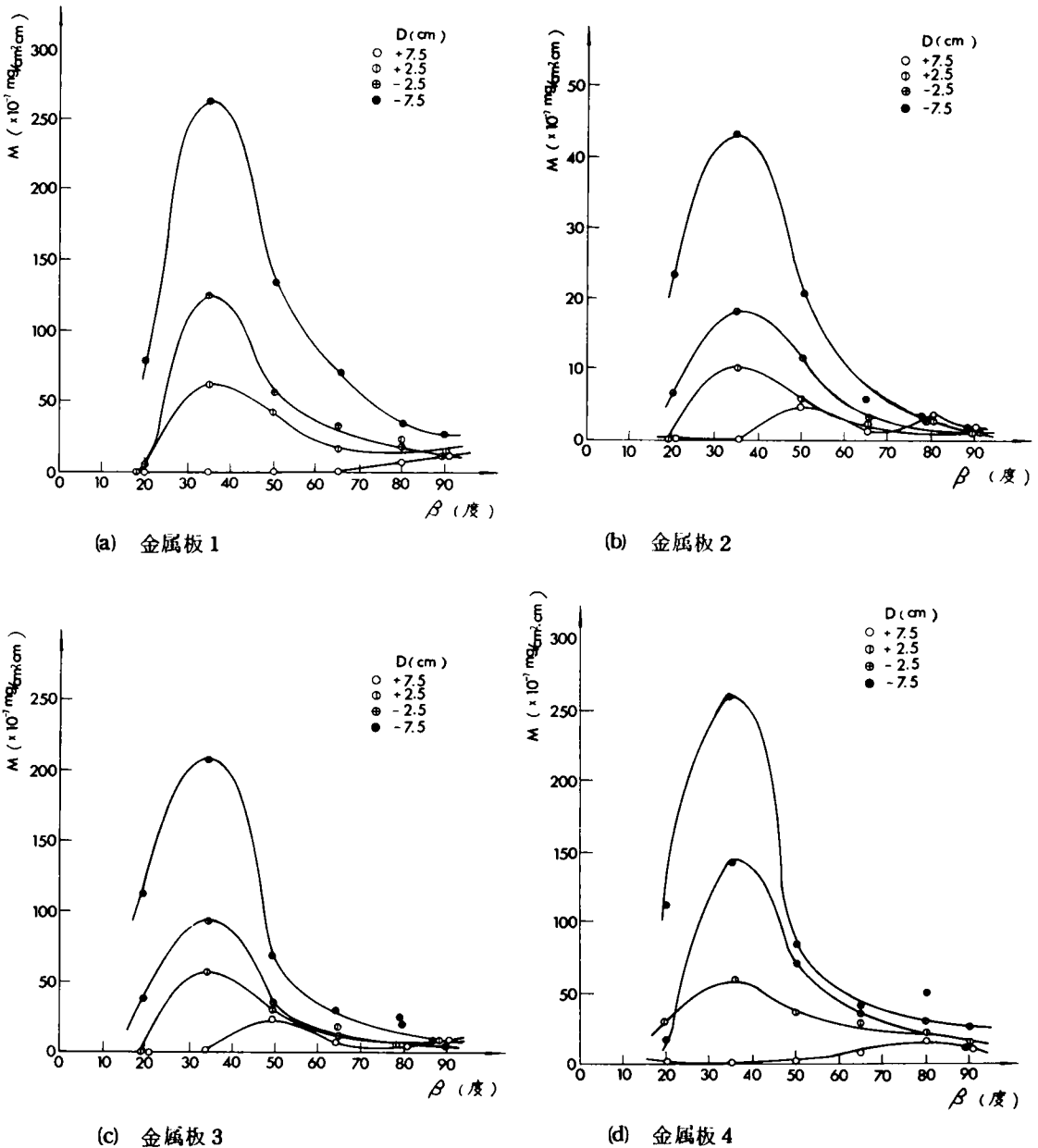


図-9.35 各種金属板および掘削位置Dに対する摩耗量と横掘削角 β との関係

深さ方向の位置にかかわらず、つねに他の金属板 2, 3 よりも大きな摩耗量を示しているのは、エッジ摩耗によるものであることは明らかである。しかし、横掘削角 β との関係について、他の金属板と同じ傾向をもっていることは、刃面における摩耗量がエッジ部分の摩耗量に比してかなり大きく、刃面上の碎石粒子の流動形態が大きな影響力をもっていることを示すものである。

9.6.4 実験結果と考察

すでに、第 6 章において堆積土砂に対する金属板の摩耗量を支配する要因は、金属板に作用する垂直面圧、金属板上の土砂の流動速度および滑動土粒子数であり、これらの 3 要因の積として摩耗量の大きさを表わすことができることを理論的に説明した。また、滑動土粒子数の項は土砂と金属板との間の摩擦係数の大きさによって表わされることにより、細粒土砂に対していくつかの実験を行い、理論の妥当性について実証した。

ここでは、粒度の粗い碎石に対する金属板の磨耗機構について、掘削刃のすくい角と横掘削角を種々に変えて行った実験の結果より、上述の理論が碎石の場合にも適用できるかどうかについて検討した。まず、掘削刃の種々のすくい角 α に対して実測した金属板 c 列の摩耗量と掘削抵抗力との関係について考察した。摩耗量 M は、前図-9.3 2 (a) に示した金属板 1, 4 および 2, 3 の各平均値をとり、また、垂直面圧 p と摩耗抵抗力 f は、前図-9.1 0 と前図-9.1 2 において、それぞれに対応する値をとり、摩擦抵抗力と垂直面圧の比としてそれぞれの摩擦係数 μ を算定した。つぎに、金属板上の碎石粒子の流動速度については、すくい角 $\alpha = 60^\circ$ において実測した結果、掘削速度 $V = 82.2 \text{ mm/sec}$ に対する金属板 c 列における碎石土砂の流動速度 v_s として平均 17.1 mm/sec をえた。また、その他のすくい角に対しては、後述する横掘削角を変化させた場合の計算値より、碎石粒子の刃面上の流動速度は、 $V \sin \alpha$ に垂直面圧の逆数を乗じたものとの相関性が高いことから計算によって求めた。図-9.3 7 において、白および黒丸印で示したのは、この場合の M/pv_s を縦軸にとり、摩擦係数 μ を横軸にとって両者の相関性を求めたものである。黒丸印で示した金属板 c 列の外側に位置する金属板 1, 4 においては、互いに相関性が高いのに対して、白丸印で示したその内側に位置する金属板 2, 3 において多少のばらつきが見られる。なお、これらの相関性については後述する横掘削角との関連において考察することとする。

つぎに、掘削刃の横掘削角 β を種々に変化させた場合、摩耗量 M は前図-9.3 4 (b) より、垂直面圧 p は前図-9.2 0 より、また、摩擦抵抗力 f は前図-9.2 3 より、金属板 c 列における外側の金属板 1, 4 および内側の金属板 2, 3 の平均値をとり、摩擦係数 μ は、摩擦抵抗力と垂直面圧の比として算定した。また、金属板上の碎石粒子の流動速度 v_s については、すでに表-9.1 に、また、前図-9.7 において、各横掘削角に対し、掘削速度との比としてその実測値を示した。なお、理論的には、横掘削角 β 、掘削速度 V 、刃面上の垂直面圧 p に対して、刃面上の碎石粒子の走行速度 $v_{s\beta}$ は $V \cdot \cos \beta \cdot (1/p)$ に比例すると仮定して、実測値との比較を行った。すなわち、掘削速度の成分として与えられる $V \cdot \cos \beta$ に、土粒子相互の拘束程度が、各掘削角度によって異なる垂直面圧の大きさに比例するとして、垂直面圧 p の逆数値を乗じた計算値と、実測値との比較を行い、 $\beta = 15^\circ$ に対する走行速度 v_{s15} との比率で示した結果、図-9.3 6 をえた。

図において、実線で示したのは前述の仮定とも
とついで算定した理論曲線であり、黒丸印は、
前図-9.7より再プロットした実測値である。
両者は、かなりよく一致しており、この仮定の
正しいことが実証された。しかし、流動速度
 $v_{S\beta}$ の絶対値を算定することは困難であり、相
対的な比較を行うにとどまった。

さて、横掘削角を変化させた場合について
 M/pv_s を算定し、摩擦係数 μ との相関性につ
いて図-9.37に三角印で示した。ここに、金
属板c列の外側の金属板1, 4を黒三角印で、
内側の金属板2, 3を白三角印で示した。図よ
り明らかに、前述したすくい角 α を変化させ
た場合の測定値と合せて考えると、外側に位置す
る金属板に対応する黒丸印および黒三角印が互
いにより相関性を示しており、また内側に位置
する金属板に対応する白丸印および白三角印が
別のグループを形成し互いにより相関性を示し
た。それぞれについて、回帰分析を行った結
果、次式をえた。

外側金属板1, 4に対して

$$\frac{M}{pv_s} = 35.49\mu - 14.65 \quad (9.25)$$

(相関係数 0.95)

内側金属板2, 3に対して

$$\frac{M}{pv_s} = 13.44\mu - 4.11 \quad (9.26)$$

(相関係数 0.75)

上式は、碎石による掘削刃面の摩
耗量 M が、いずれの場合にも、刃面におよぼす
垂直面圧 p 、刃面上の碎石粒子の滑動速度 v_s
および碎石と刃面との間の摩擦係数 μ の一

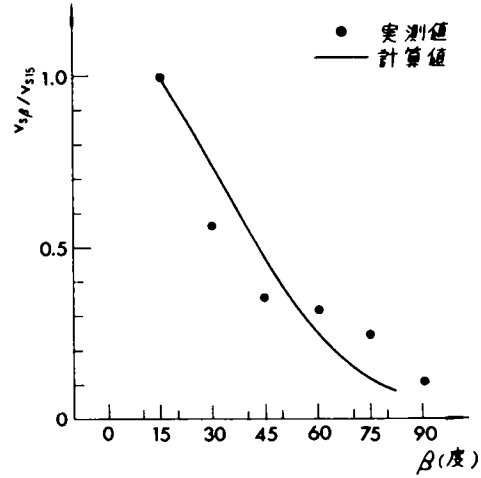


図-9.36 掘削刃面上の碎石粒子の流動速度比
 $v_{S\beta}/v_{S15}$ と横掘削角 β との関係
(計算値と実測値との対比)

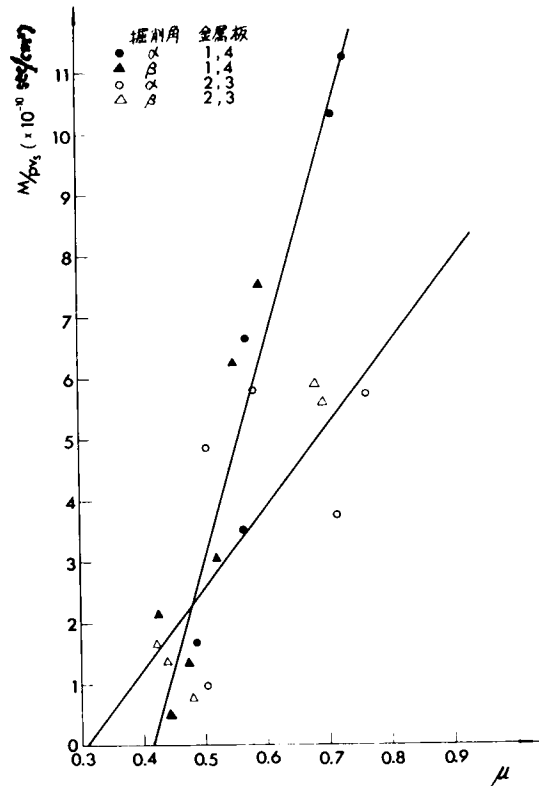


図-9.37 M/pv_s と μ との関係

次式との積で与えられることが、高い相関性をもって実証されたことを示すものである。

9.7 結 論

碎石粒子による掘削刃面の摩耗機構を解明するために、掘削刃面および掘削抵抗測定装置を作成し、すくい角と横掘削角を種々に変化させ、掘削深さを10cmとして定常掘削試験を行った。掘削刃面の摩耗特性を支配する要因として、碎石の掘削刃面に及ぼす垂直面圧、摩擦抵抗力、碎石と金属板との間の摩擦係数、および掘削刃面上の碎石粒子の流動速度が重要である。

本文においては、掘削刃の掘削角度による摩耗特性を把握すると同時に、根本的な要因分析を行い、摩耗量を支配する法則性について解明した。まず、掘削刃面上の碎石粒子の運動形態について、8ミリ撮影機による観察を行った結果、碎石粒子の流動方向は、一般に、すくい角に対しては鉛直上方に、また横掘削角が減少するほど水平方向に傾斜していく傾向が見られた。また、碎石粒子の流動速度は、ある与えられた掘削角度に対して刃面上でほぼ一定であり、等速運動をしていること、および静止または転動している碎石粒子は比較的少なく、ほとんどの粒子は滑動しているが、その割合は掘削角度の大きさによって変動することが判明した。さらに、すくい角の増加および横掘削角の減少とともに流動速度は急激に増大していくことが、実測の結果、明白となった。

つぎに、掘削刃に作用する垂直面圧および摩擦抵抗は、すくい角の増加とともに双曲線的に減少していくことが実験によって判明し、理論的に解析することが可能となった。また、横掘削角の増加に対しては、垂直面圧、摩擦抵抗力とともに直線的に増加していくことが、掘削抵抗力の解析によって判明した。なお、いずれの掘削角度に対しても、掘削刃面のエッジ部を含む外側においては、内側と比較して掘削抵抗は増大する傾向がみられた。摩擦抵抗力と垂直面圧との比として算定される摩擦係数は、掘削刃面上の全平均値としては掘削角度によってあまり変動しないが、掘削刃面上の個々の位置における摩擦係数は掘削角度によってかなり変動することが実測の結果、判明した。

さて、掘削刃面の摩耗量は、掘削角度によって特異な傾向を示しており、すくい角 30° から 45° の間で最大値を示すこと、また横掘削角 35° 近傍で最大値をとることが実証された。また、その根本的な要因を分析した結果、摩耗量は垂直面圧と刃面上の碎石粒子の流動速度および摩擦係数の一次式で与えられる滑動土粒子数の積で与えられることが明白となり、碎石に対して掘削角度を種々に変えた摩耗試験においてえられた実測値は、きわめて高い相関性をもって理論解の正しさを実証することができた。また、掘削刃面の位置による摩耗量分布については、刃面端部においてエッジ摩耗による影響はかなり大きい。掘削角度の大きさにもなつて変動する碎石粒子の運動形態が重要な因子として作用していることが判明した。

参 考 文 献

- 1) 畠昭治郎, 室達朗, 西田行宏, 松本信吾, 昭和46年度土木学会関西支部年次学術講演概要, (昭46.5) (Ⅲ-23-1).
- 2) 小田匡寛, 榎本文勇, 鈴木正: 土と基礎, 19-2 (1971) 5.
- 3) 谷藤正三, 南部繁春: 土木研究所報告, 87-1 (昭29.1) 1.
- 4) 畠昭治郎: 建設の機械化, 135 (1961.5) 71.
- 5) 畠昭治郎, 室達朗, 安岡伸之: 昭和43年度土木学会関西支部年次学術講演概要, (昭43.5) (Ⅲ-25-1).

第10章 掘削刃先の碎石土砂による 摩耗形状変化特性^{1), 2)}

10.1 概 説

掘削機械の作業部分である爪やカッティング・エッジなどの掘削刃先の土岩による摩耗形態は、岩掘削に対する衝撃摩耗と土砂掘削におけるくい込み抵抗に対するひっかけ摩耗現象が共存する。したがって、掘削刃先の耐摩耗性を向上させるためには、その摩耗形態に適応した金属材料を選定するとともに、掘削性に関する刃先形状の摩耗特性に及ぼす影響について明らかにすることが重要である。

本章においては、碎石土砂による掘削刃先における摩耗形態を分析し、刃先形状の変化特性について、種々の見地より検討した結果について述べている。掘削刃先の摩耗による形状変化は、主として初期摩耗の領域においてエッジ摩耗の影響が大きく、摩耗の進行にともなって、とくに刃先角度の小なる掘削刃ほどその形状変化は著しい。この形状変化特性を究明することは、掘削刃の摩耗による掘削能力の減退への影響について考察し、より合理的な耐摩耗対策および施工計画を樹立していく上で重要な問題である。

まず、くさび体による基礎的な貫入試験を行い、その実験結果より刃面に作用する土圧反力分布を明確にして、貫入抵抗との関係を明らかにした。すなわち、貫入抵抗を刃面に作用する土圧反力と刃先先端部に作用するくい込み抵抗に分割して考察することにより、摩耗機構に及ぼす砂粒子と金属面との間の接触面圧について解析した。さらに、掘削角度にともなう滑動土粒子数および走行速度を計算に入れた刃面における摩耗とエッジ部における摩耗について考察し、摩耗による金属面の経時形状変化特性について明らかにした。主として、エッジ摩耗の経時的な変化にともなう摩耗履歴曲線について理論的考察を行った。その結果について、堆積した碎石土砂中に掘削刃先を貫入させた実験結果より検証を行い、掘削刃先の堆積した碎石土砂による摩耗経時形状変化について、その特性を解明した。また、金属硬さおよび碎石土砂の含水状態の掘削刃の摩耗量に及ぼす影響について、実験的考察を行うとともに、実際の土工現場におけるバケットツースについて、その摩耗による経時形状変化を実測した結果と対比して、理論解の妥当性について検討した。

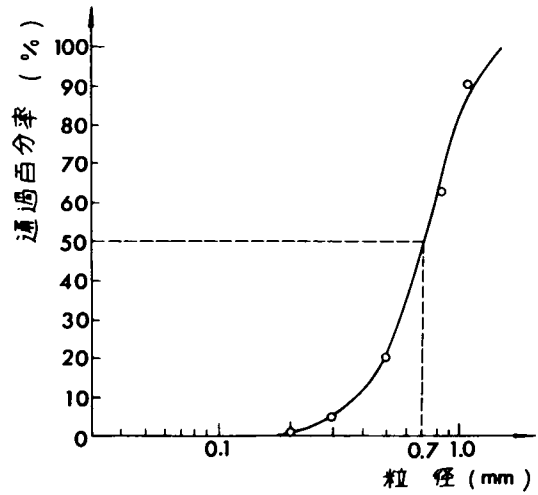
10.2 くさび体に作用する貫入抵抗

10.2.1 試料土とそのせん断強度特性

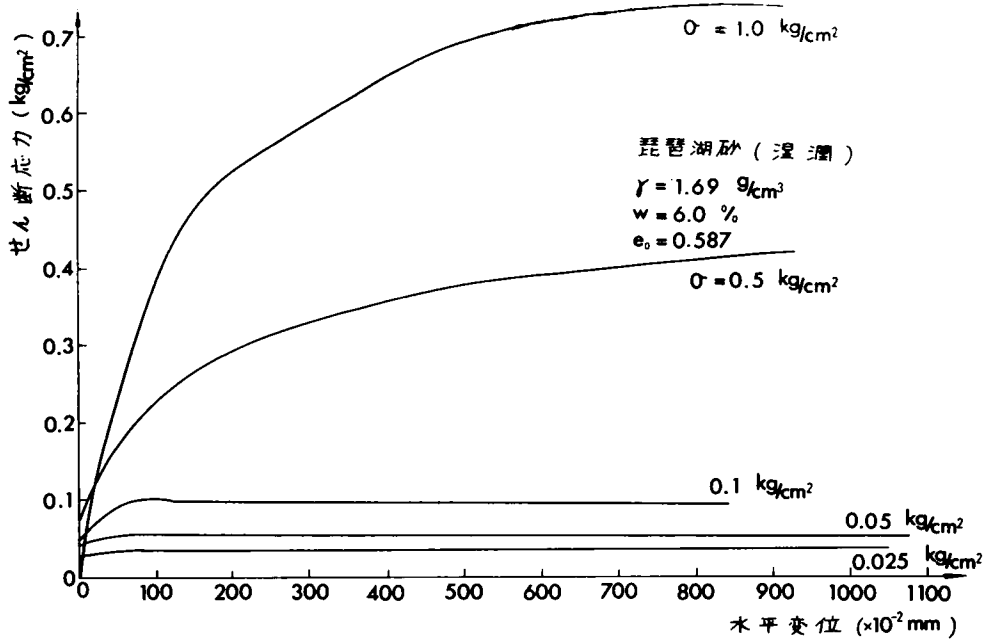
試料土は、滋賀県琵琶湖湖底から採取した天然砂であり、その粒径加積曲線は図-10.1に示すとおり、平均粒径 $m = 0.70 \text{ mm}$ 、標準偏差 $\sigma_0 = 1.55$ の対数正規分布をなす砂質土である。

せん断試験は、下部可動型一面せん断試験機を使用し、試料の成形にあたっては直径 60 mm の円筒形試料充てん部において試料を3層に分け、各層ごとに25回、 1.0 kg/cm^2 の圧力を与える Harvard Miniature Compaction Device を応用した突き棒で押し固め成形した。せん断試験は、それぞれ 0.025 、 0.05 、 0.10 、 0.50 および 1.00 kg/cm^2 なる垂直応力に対して、まず応力制御で試験をし、ある程度ひずみが進行した後 0.8 mm/min の速さでひずみ制御試

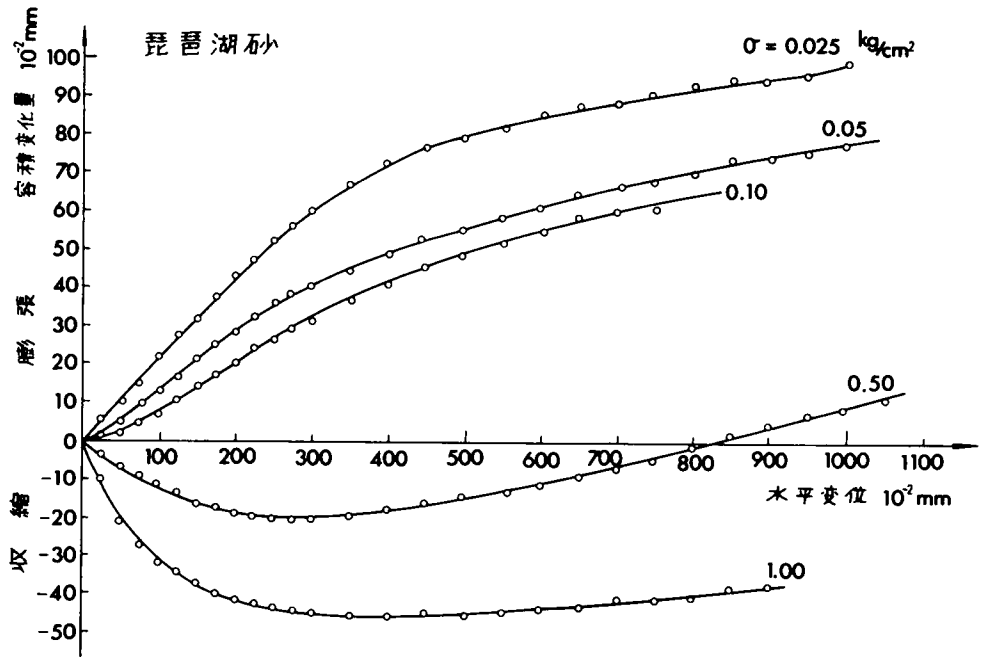
験を行った。平均含水比 6.0% の湿潤状態で締固めた試料土について行った一面せん断試験の結果、そのせん断応力—水平変位曲線および容積変化量—水平変位曲線を図示すると図—1 0.2 (a)(b)がえられた。いずれも、明白な最大せん断抵抗力を示さないので、容積変化率(勾配)がほぼ 0 に達する水平変位量 6 mm に対するせん断力について、せん断箱の側面摩擦および機械摩擦による補正を行った後、いわゆる摩擦強度と垂直応力との関係を求めた。その結果は、同図(c)に示したとおりである。さて、土のせん断変形によってどの程度せん断抵抗角 ϕ がモビライズ(mobilize)されるかについて、垂直応力 σ をそれぞれ変化させた場合、前述のせん断応力と水平変位の関係からせん断抵抗角 $\phi = \tan^{-1}(\tau/\sigma)$ およびせん断変位 s との関係を再プロットし、図—1 0.3 に示した。図より明らかなように、一面せん断試験においては、締固め圧



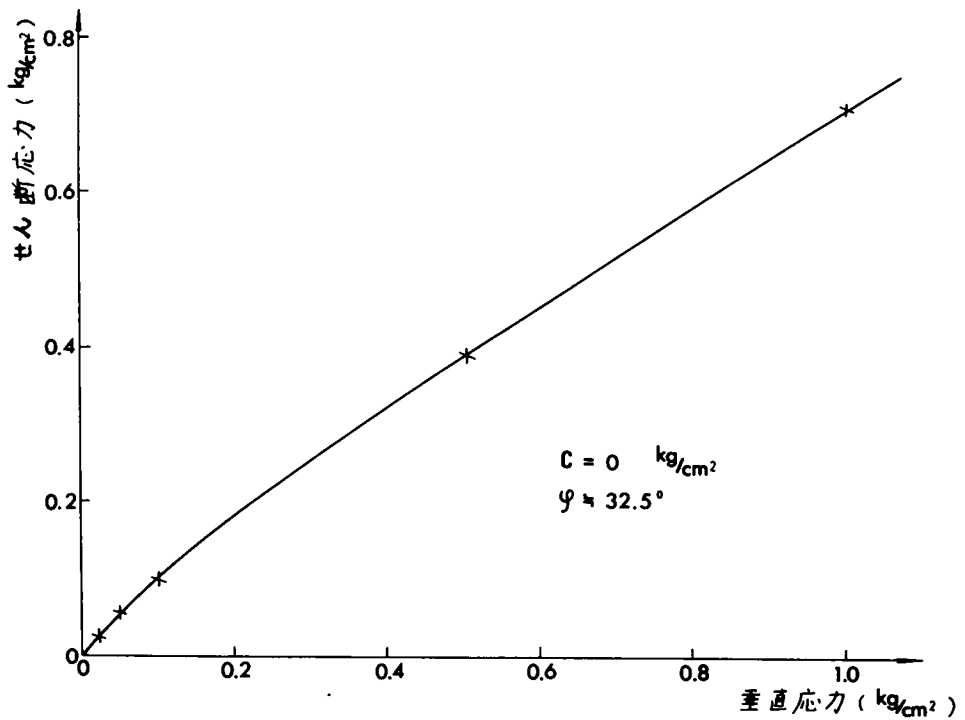
図—1 0.1 試料土の粒径加積曲線(琵琶湖砂)



(a) せん断応力—水平変位曲線



(b) 容積変化量—水平変位曲線



(c) せん断応力と垂直応力の関係
 図-1.0.2 試料土のせん断強度特性

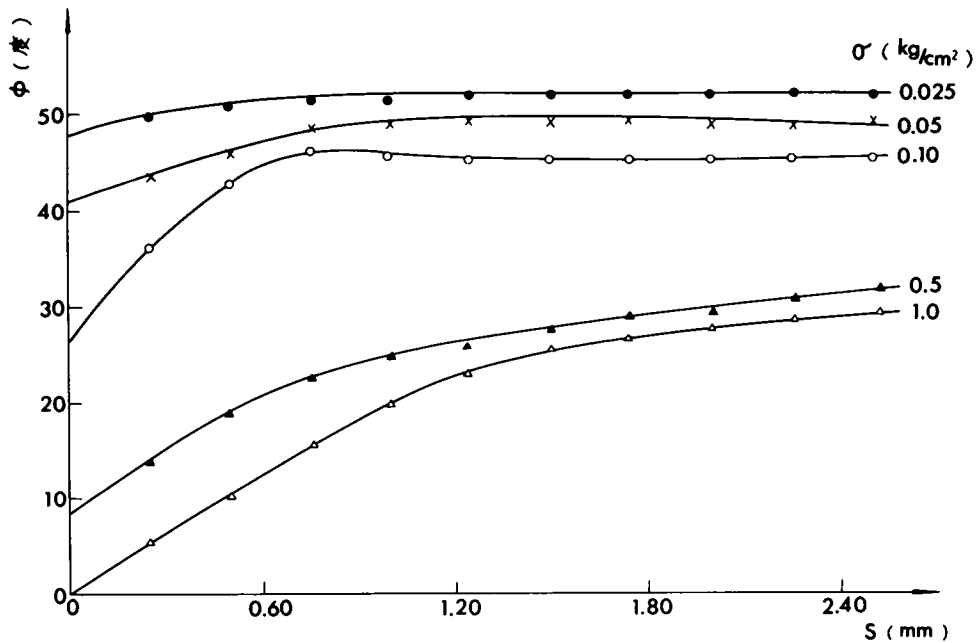


図-1 0.3 湿潤砂質締固め土に対するせん断抵抗角 ϕ とせん断変位 s との関係

力または初期に与えるそれ以上の垂直応力によって、すでにある程度モビライズされていることがわかる。また、この図からある与えられた垂直応力 σ およびせん断変位 s に対して容易にそのモビライズされたせん断抵抗角 ϕ_m を読みとることができる。

1 0.2.2 金属面の移動にともなう土の変形と受働土圧の算定

一般に、壁体に作用する受働土圧を算定する場合、裏込め土の応力状態や壁体との摩擦について、最大せん断抵抗角 ϕ_{max} および最大壁面摩擦角 δ_{max} を用いる、いわゆる破壊問題として解析するクーロン流の考え方がある。一方、土を塑性体として扱うランキン流の考え方では、鉛直壁面でその壁面摩擦を無視しうる場合は簡単に解析できるが、他の複雑な境界条件に対しては困難とされている。しかし、掘削工具などの微小な壁面の移動にともなう作用土圧の変化状態や貫入抵抗などを解析する場合には、壁面の移動にともなう土の変形量とせん断抵抗力との関係を詳細に追究し、作用土圧の変動を算定する必要がある。これは、テルツァーキ³⁾も指摘しているように、半無限に広がる壁体裏込め土中の土は、せん断試験にみるように完全に破壊されることはなく、そのせん断抵抗角は壁体の移動量によって、そのモビライズされる割合が定められるのであり、つねに最大せん断抵抗角までモビライズされてはいないのである。また、裏込め土の変形によってモビライズされるせん断抵抗角 ϕ_m は、深さが変化するとともに変わるものであるから、従来のランキン公式に示す土圧の三角形分布を示すとは限らない。

さて、くさび体の金属面が図-1 0.4に示すように、試料土砂の水平方向に、

$$\overline{EE'} = - \frac{\cos(\alpha + \theta)}{\sin \alpha \sin \theta} \zeta H$$

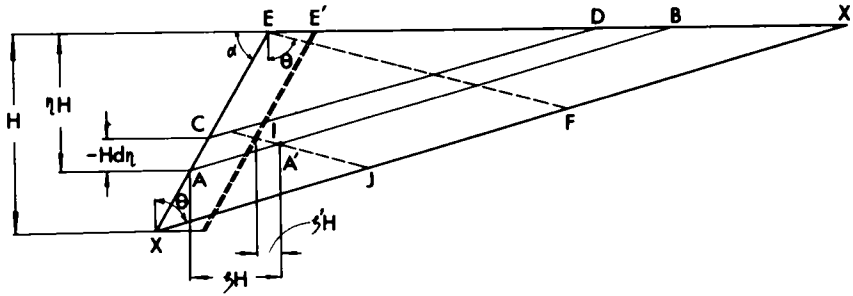


図-1 0.4 壁体（金属面）の移動にともなう土の変形

だけ平行に滑動するとして、せん断抵抗角および壁面摩擦角が深さ方向にどの程度モビライズされるかについて計算した。図において、 α は水平となす壁体傾斜角、 θ は土塊のすべり線の鉛直となす角とし、 ζH はせん断による体積変化を考慮しない場合のすべり土塊の水平移動量である。また、金属面は比較的なめらかであるので、すべり線は同図に示すように近似的に直線と仮定して計算した。

すべり面AB方向の土塊の移動量 $\overline{AA'}$ を $\Delta \ell_0$ とし、このすべり面上の土粒子のかみ合わせが、その方向のすべりによる変形量に比例してモビライズされるとすると、そのせん断変位 s_1 は次式で表わされる。

$$s_1 = \Delta \ell_0 = \frac{\zeta H}{\sin \theta} \quad (1.0.1)$$

このせん断変位 s_1 は、 ζH の大きさを一定にすると、すべり線の傾斜角 θ の大きさによって変化するので、鉛直方向に変動するせん断抵抗角 ϕ_m によって、その大きさは種々の値をとりうる。

つぎに、図中に示したすべり線 \overline{AB} と鉛直方向に $Hd\eta$ 離れたすべり線 \overline{CD} で囲まれる微小土塊ABDCが、壁面の移動によって独立して変形する場合を考えると、上式は図中に示す \overline{EF} などの共役すべり線上で生ずるせん断による体積変化^{4), 5)}によって補正を行う必要がある。前図-1 0.2(b)に示したように、 $0 \sim 0.2 \text{ kg/cm}^2$ の微小垂直応力に対しては、せん断時における容積変化はせん断初期より膨脹し、せん断変形がかなり進んだ後においても容積は膨脹したままである。そのために、せん断時に共役すべり線上に発生する膨脹変形によって試料土砂は壁体を圧する方向に向かうので、 \overline{AB} 線上においては壁との境界を維持するために、そのすべり変形は制限される。すなわち、 A' 点を通る共役すべり線 $\overline{A'J}$ 上の変位量は、 $\overline{AA'}$ のせん断変位に対応して、図-1 0.2(b)で与えられる容積変位量 $\Delta \nu$ に $\sec \phi$ を乗じた値として算定される。図-1 0.4において、この値は $\overline{A'I}$ で示され、点Aはせん断にともなう膨脹変形によって点Iに移行したのである。この場合の水平移動量 ζH は次式で与えられる。

$$\zeta' H = \frac{\Delta h \sec \phi}{\sin \theta} \quad (1.0.2)$$

したがって、試料土砂の移動量は $(\zeta - \zeta') H$ となり、せん断にともなう体積変化に対する補正を行うと、せん断変位 s_2 は次式となる。

$$s_2 = \frac{(\zeta - \zeta') H}{\sin \theta} = s_1 - \frac{\Delta h \sec \phi}{\sin^2 \theta} \quad (1.0.3)$$

上式において、右辺第2項は共役ひずみに対する補正量であり、計算に際して Δh および $\sec \phi$ は s_1 の値より算定するものとする。

以上のように、一面せん断試験の結果から試料土砂の移動量 ζH を与えることにより、深さ ηH を変えた場合にモビライズされるせん断抵抗角 ϕ_m を推定することができるので、その位置におけるすべり線の位置および方向が確定する。

いま、このすべり線を深さ方向に n 等分した各微小すべり面素 Δs_i に作用するせん断抵抗力を τ_i とすると、次式で示すように、

$$\tau_i = r \eta H \left(1 - \frac{i}{n}\right) \times \frac{\cos \phi \times \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (1.0.4)$$

$$\Delta s_i = \eta H \sec \theta \cdot \frac{1}{n} \times 1 \quad (1.0.5)$$

で与えられる。したがって、深さ ηH の壁面に作用する受働土圧は

$$\sum_i \tau_i \cdot \Delta s_i = \sum_i r (\eta H)^2 \left(1 - \frac{i}{n}\right) \sec \theta \times \frac{\cos \phi \sin \phi}{n (1 - \sin \phi)} \quad (1.0.6)$$

で算定される。すなわち、土圧反力分布は深さ ηH 、すべり線の傾斜角 θ およびその位置でモビライズされるせん断抵抗角 $\phi = \phi_m$ の関数として与えられる。

1.0.2.3 くさび体に作用する土圧反力分布の算定

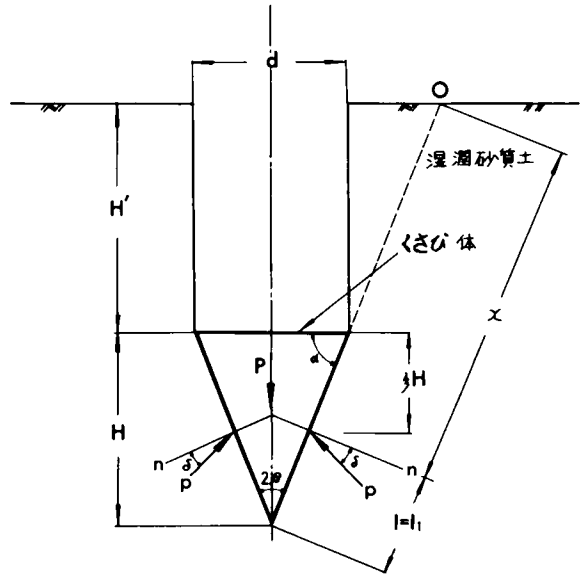
図一1.0.5に示すように、くさび体の頂角 $2\beta = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ および 90° の5種類について、前述した試料土中にこれらのくさび体を鉛直に貫入させ、その貫入深さ $H + H' = 15 \text{ cm}$ に達したときの側面に作用する土圧反力分布を算定する。なお、くさび体の底面の面積は、すべての頂角に対して一定であり、貫入深さは試料土の表面とくさび体の先端との距離であるとする。また、試料土の締めめ密度は一面せん断試験に供した密度 $r = 1.69 \text{ g/cm}^3$ で計算する。

さて、くさび体の貫入にともない金属面は相対的に水平方向に移行するが、その移動量 ζH をいま仮に、 $\zeta = 0.01$ とおき、くさび体の側面を深さ方向に10等分した場合の各 ζH の値に対する土圧反力を算定する。壁面摩擦角 δ は湿潤砂質土と金属面との間に作用する摩擦角としてすでに実測した

値を、くさび体の各頂角に対して表一 1 0.1 に記した。なお、計算に際しては δ は完全にモビライズされると仮定して算定する。また、すべり線の傾斜角 θ は、それぞれモビライズされたせん断抵抗角 ϕ_m と上述した壁面摩擦角 δ から、受働土圧に対する Ponçelet の図解法により算定した。(1 0.6) 式より各 $\eta H = \xi H$ に対応するせん断抵抗角 ϕ_m に対して、くさび体側面に作用する土圧反力分布 p は次式で与えられる。

$$p = \frac{1}{2} \gamma (15 - H + \xi H)^2 \sec \theta$$

$$\times \frac{\cos \phi_m \sin \phi_m}{1 - \sin \phi_m} \quad (1.07)$$



図一 1 0.5 試料土砂に対するくさび体の貫入

また、くさび体の鉛直方向の貫入抵抗 P は、上式で与えられる受働土圧の合力および先端に作用するくい込み抵抗の鉛直成分として次式で算定することができる。

$$P = \pi c_1 d \left\{ \sum_i^{10} p_i \times \frac{H \sec \beta}{10} + \sum c_2 \ell_1^4 \Delta \ell_1 \right\} \sin(\beta + \delta) \quad (1.08)$$

ここに、 ℓ_1 は図示した先端からの長さであり、くい込み抵抗が刃先頂角 90° に対して $\ell_1 = 5 \text{ mm}$ の位置より作用し、他の刃先頂角に対しては 90° の場合の作用域である切断断面積と等しいと仮定して、その位置より ℓ_1 の長さを算定した。 d はくさび体の底面幅であり、 c_1 は作用土圧の合力の位置を指定する係数である。また、 c_2 はくい込み抵抗関数の係数であり、刃先頂角の大きさによってその大きさは異なる。

表一 1 0.1 は、前述の 5 種類の頂角を有するくさび体に作用する土圧反力分布を $\zeta = 0.01$ の場合について算定した結果を示したものである。すなわち、くさび体の側面に作用する土圧反力は、図一 1 0.6 に示したように頂角の大きさと無関係にすべてのくさび体側面上で 1.60 乗に比例する曲線上で増大していくことが判明した。また、くさび体の頂角と貫入抵抗との関係を上述の場合について算定した結果、表一 1 0.2 および図一 1 0.7 に示すように、頂角が増加するとともに貫入抵抗は増大する。これは、掘削刃の掘削性などに関する重要な意味をもつものと考えられる。

表- 1 0.1 くさび体に作用する土圧反力算定表 ($\zeta = 0.01$ の場合)

ξ		0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
$2\beta = 30^\circ$ $\delta = 10^\circ$ $H = 5.32\text{cm}$ $s_1 =$ 0.0537cm $\theta = 82.2^\circ$	$z(\text{cm})$	10.21	10.74	11.28	11.81	12.34	12.87	13.40	13.94	14.47	15.00
	$\sigma(\text{g/cm}^2)$	30.09	31.66	33.23	34.79	36.36	37.93	39.50	41.06	42.63	44.20
	$\phi m_1(\text{度})$	50.50	50.23	49.95	49.68	49.40	49.12	48.85	48.57	48.30	48.02
	$\Delta h(\text{mm})$.1098	.1067	.1036	.1004	.0973	.0941	.0910	.0879	.0847	.0816
	$s_2(\text{cm})$.0362	.0367	.0373	.0379	.0385	.0391	.0392	.0402	.0407	.0413
	$\phi m_2(\text{度})$	49.42	49.09	48.86	48.52	48.34	48.01	47.78	47.46	47.20	46.88
	$p(\text{g/cm}^2)$	1336	1459	1593	1721	1865	2002	2150	2294	2445	2593
$2\beta = 45^\circ$ $\delta = 10^\circ$ $H = 3.46\text{cm}$ $s_1 =$ 0.0347cm $\theta = 84.0^\circ$	$z(\text{cm})$	11.89	12.23	12.58	12.92	13.27	13.62	13.96	14.31	14.65	15.00
	$\sigma(\text{g/cm}^2)$	35.09	36.12	37.14	38.16	39.18	40.20	41.22	42.25	43.27	44.29
	$\phi m_1(\text{度})$	48.22	48.00	47.78	47.56	47.34	47.12	46.90	46.68	46.45	46.23
	$\Delta h(\text{mm})$.0559	.0544	.0530	.0516	.0502	.0487	.0473	.0459	.0444	.0430
	$s_2(\text{cm})$.0262	.0265	.0267	.0270	.0272	.0275	.0277	.0280	.0282	.0284
	$\phi m_2(\text{度})$	47.66	47.42	47.26	47.02	46.79	46.63	46.40	46.17	45.96	45.73
	$p(\text{g/cm}^2)$	2168	2242	2386	2496	2605	2725	2838	2951	3067	3140
$2\beta = 60^\circ$ $\delta = 9^\circ$ $H = 2.46\text{cm}$ $s_1 =$ 0.0246cm $\theta = 85.0^\circ$	$z(\text{cm})$	12.79	13.03	13.28	13.52	13.77	14.02	14.26	14.51	14.75	15.00
	$\sigma(\text{g/cm}^2)$	37.83	38.55	39.28	40.01	40.74	41.46	42.19	42.92	43.65	44.38
	$\phi m_1(\text{度})$	46.82	46.66	46.49	46.32	46.15	45.98	45.81	45.64	45.47	45.31
	$\Delta h(\text{mm})$.0367	.0359	.0352	.0344	.0336	.0329	.0321	.0314	.0306	.0299
	$s_2(\text{cm})$.0192	.0194	.0195	.0196	.0197	.0199	.0200	.0201	.0202	.0203
	$\phi m_2(\text{度})$	46.32	46.15	45.97	45.80	45.62	45.45	45.37	45.20	45.02	44.85
	$p(\text{g/cm}^2)$	2860	2951	3039	3131	3221	3313	3419	3514	3605	3702
$2\beta = 75^\circ$ $\delta = 5^\circ$ $H = 1.87\text{cm}$ $s_1 =$ 0.0187cm $\theta = 85.3^\circ$	$z(\text{cm})$	13.32	13.50	13.70	13.87	14.07	14.25	14.44	14.60	14.81	15.00
	$\sigma(\text{g/cm}^2)$	38.71	39.23	39.79	40.29	40.88	41.42	41.96	42.41	43.05	43.59
	$\phi m_1(\text{度})$	46.11	45.99	45.85	45.73	45.59	45.46	45.33	45.22	45.07	44.94
	$\Delta h(\text{mm})$.0281	.0278	.0274	.0270	.0266	.0262	.0258	.0255	.0250	.0246
	$s_2(\text{cm})$.0146	.0147	.0147	.0148	.0149	.0149	.0150	.0150	.0151	.0152
	$\phi m_2(\text{度})$	45.70	45.57	45.43	45.31	45.16	45.10	44.96	44.85	44.70	44.57
	$p(\text{g/cm}^2)$	3217	3286	3362	3430	3507	3591	3666	3728	3815	3888

		ξ	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
$2\beta=90^\circ$	z (cm)		13.72	13.86	14.00	14.15	14.29	14.43	14.57	14.72	14.86	15.00
$\delta=2^\circ$	σ (g/cm^2)		38.70	39.10	39.50	39.90	40.30	40.71	41.11	41.51	41.92	42.31
$H=1.43\text{cm}$	ϕ_{m_1} (度)		45.70	45.60	45.50	45.40	45.30	45.21	45.11	45.01	44.91	44.81
$s_1=$	Δh (mm)		.0172	.0170	.0167	.0165	.0162	.0160	.0157	.0154	.0152	.0149
0.0143cm	s_2 (cm)		.0118	.0119	.0119	.0120	.0120	.0120	.0121	.0121	.0122	.0122
$\theta=86.0^\circ$	ϕ_{m_2} (度)		45.48	45.38	45.28	45.18	45.07	44.97	44.87	44.77	44.67	44.57
	p (g/cm^2)		3971	4037	4104	4170	4233	4300	4369	4434	4502	4568
$\gamma=1.69$ (g/cm^3)			: 土の単位体積重量									
$p_0=1.69 \times (15-H)$ (g/cm^2)			: 上載荷重									
$z=15-H+\xi H$ (cm)			: 地表面からの深さ									
$\sigma=\gamma z(1+\sin\phi)$ (g/cm^2)			: せん断面上の垂直応力									
s_1 (cm)			: せん断による容積変化を考慮しない場合のせん断変位量									
ϕ_{m_1} (度)			: せん断による容積変化を考慮しない場合のせん断抵抗角									
Δh (mm)			: せん断による容積変化量									
$s_2=s_1-\Delta h \sec\phi_{m_1}/\sin^2\theta$ (cm)			: せん断による容積変化を考慮した場合のせん断変位量									
ϕ_{m_2} (度)			: せん断による容積変化を考慮した場合のせん断抵抗角									
p (g/cm^2)			: 土圧 $\left(= \frac{1}{2} \gamma (15-H+\xi H)^2 \sec\theta \frac{\cos\phi_m \sin\phi_m}{1-\sin\phi_m} \right)$									

表-1.0.2 くさび体に作用する貫入抵抗算定表

2β	30°	45°	60°	75°	90°
c_1	0.200	0.275	0.350	0.425	0.500
$\sum_i^{10} p_i \cdot \frac{H \sec\beta}{10}$	1.072	9.97	9.30	8.98	8.60
c	8	6.3	2.09	4.97	2.017
ℓ (cm)	1.40	0.95	0.75	0.65	0.50
$\sum c_2 \ell^2 \Delta \ell$	9.11	9.68	9.93	1.153	1.271
$\sin(\beta+\delta)$	0.423	0.537	0.629	0.676	0.731
P (kg)	15.0	26.0	37.9	52.7	69.7
くさび体の貫入抵抗					
$P = \pi c_1 d \left(\sum_i^{10} p_i \cdot \frac{H \sec\beta}{10} + \sum c_2 \ell^2 \Delta \ell \right) \sin(\beta+\delta)$					
くさび体の底面幅 $d = 2.85\text{cm}$					

なお、上表の値は貫入深さ15cm, $\zeta = 0.01$ の場合である。

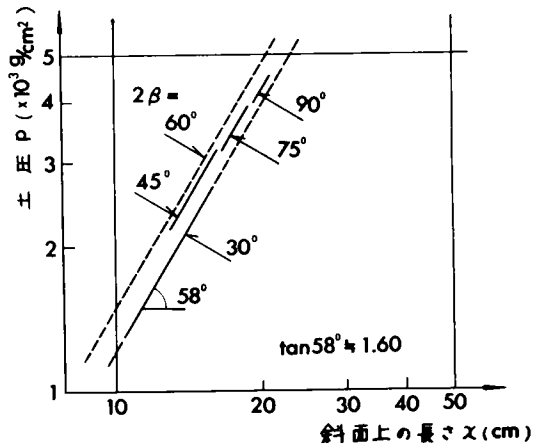


図-10.6 くさび体側面に作用する土反力分布
形状 ($\zeta = 0.01$ に対する計算値)

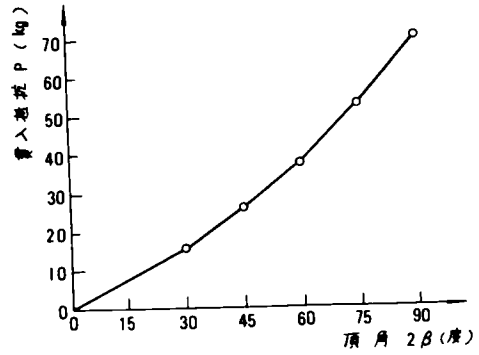


図-10.7 くさび体の頂角と貫入抵抗との関係 ($\zeta = 0.01$ に対する計算値)

10.3 碎石による掘削刃先の摩耗形状変化

10.3.1 実験装置と方法

自然に堆積した碎石土砂中に掘削刃先を貫入させ、できる限り実物大の掘削機械の爪による掘削にともなう刃先エッジ部の摩耗形状変化の実態を把握するために、図-10.8および写真-10.1に示す実験装置を作成した。各部品名称は同図面に記したとおりであるが、掘削刃の供試体を

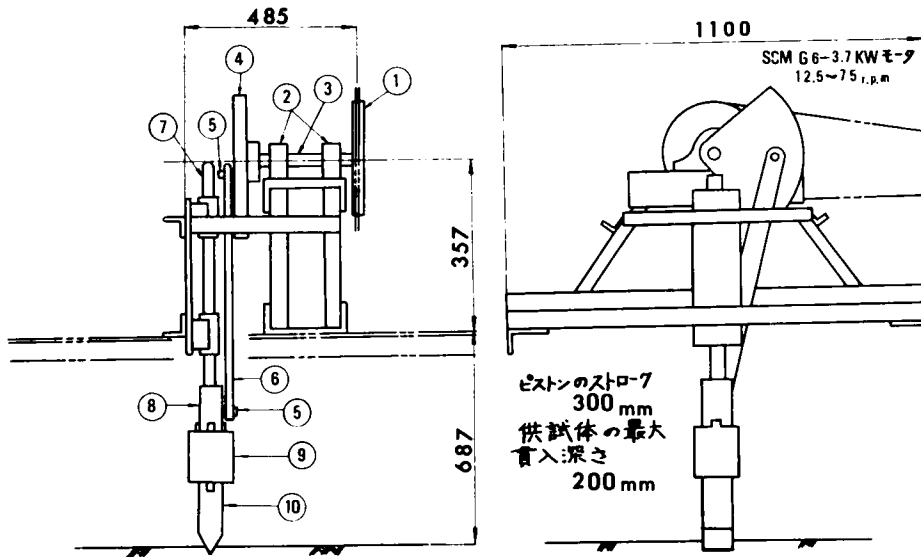


図-10.8 供試体貫入試験機

- ① ローラチェーン用スプロケット $\phi 60$ 歯数 90 外径 557 pitch 19.05 mm
- ② NTNピローブロック NP-10 ③ シャフト 軸径 50 ϕ ④ はずみ車 ⑤ ピン 軸径 20 ϕ
- ⑥ ロッド ⑦ 丸鋼 32 ϕ ⑧ コネクター ⑨ 圧縮用荷重計 ⑩ 供試体

碎石土砂中に鉛直方向に貫入させるため、5 P Sのモータにより駆動されるピストンロッドに取付け、振幅30 cmの上下運動をさせる機構となっている。また、供試体の寸法は、図-1 0. 9 に示すように、刃先の頂角(=2 β)は15°、30°、45°、60°、75°および90°の6種類について実験を行った。なお、供試体の材質は特殊炭素鋼SKS-31であり、熱処理を行わずに使用した。この金属のビッカース硬さ H_v は249であり、化学成分はC:0.95~1.05%、Si:<0.35%、Mn:0.90~1.20%、P:<0.03%、S:<0.03%、Cr:0.80~1.20%、W:1.00~1.50%であった。掘削刃の供試体に作用する貫入抵抗を実測するために、ピストンロッドと供試体の間に最大500kgまで測定できるロードセルを設置し、供試体を20cmまで貫入させたときの貫入抵抗の変動を測定した。

この供試体貫入装置は、内径3.0 m、外径5.8 m、深さ0.7 mの円環状土槽上を、その中心の周りに毎分0.38回転の速さで回転する枠組台車上に設置され、堆積した碎石土砂上を移行するものである。また、円環土槽内においては、貫入試験後の土砂を整地成形するためにひっかけ柵、かきならし板および転圧ローラを具備しているので、掘削刃の供試体をつねに同じ試験条件でくりかえして貫入し続けることができる。さらに、その目的のために、枠組台車の移行速度と合わせて供試体の貫入回数を毎分14回とし、前後の貫入が互いに重複せぬようにした。

碎石土砂は大阪府高槻市より採取した硬質砂岩を破碎したものであり、その粒度は5.0 mm~10.0 mmの間にふるい分けたものを使用した。その材質試験の結果、比重2.68、ショア硬さ60.5、吸水率0.7%、ドーリ硬さ18.5、ロサンゼルスによるすりへり減量12.7%および耐圧強度1,530 kg/cm²であった。また、その碎石形状は細長比0.57、修正円摩度⁶⁾0.27であり、碎石土砂としては良好なものである。また、貫入試験に供した碎石は、気乾燥状態で堆積したものであ

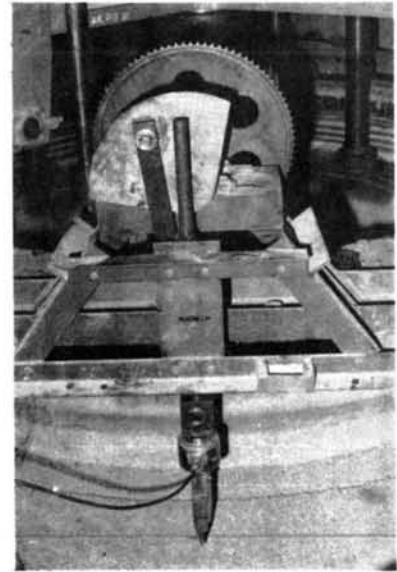


写真-1 0.1 供試体貫入試験装置

材質 特殊炭素鋼SKS-31
ビッカース硬さ $H_v = 249$

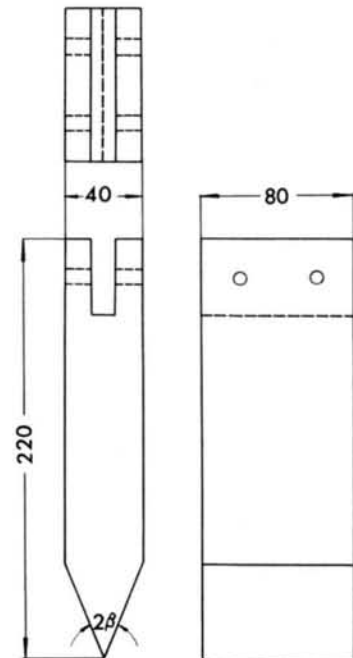


図-1 0.9 刃先供試体寸法図

る。

つぎに、掘削刃の刃先角度による摩耗量変化、摩耗による刃先の形状変化特性および摩耗履歴曲線の把握を主眼として行った貫入試験の結果について考察し、その解析を行った。

1 0.3.2 刃先角度の貫入抵抗、摩耗量に及ぼす影響

掘削刃として最適な刃先形状を設計していくためには、刃先角度による貫入抵抗の変化と摩耗量の変化とを合理的に組み合わせる必要がある。さて、堆積した碎石土砂を線荷重 160 kg/m のローラで転圧締固めた状態において、掘削刃の供試体を表土より 20 cm 貫入させたときの貫入抵抗を各刃先角度の異なる供試体について実測した。その結果は、図-1 0.1 0 に示したとおりであり、刃先角度と貫入抵抗との間に近似的に直線関係が成立することが判明した。これは、くさび体について前節で述べた理論解とよく一致した傾向を示している。なお、参考のために碎石に水を加えた湿潤状態および水浸状態における貫入試験の結果を同図面内に付記した。湿潤状態で抵抗が増大するのは、破砕された微粉末が粘着力をもち転圧効果がよく発揮されたために密度が増大したと考えられる。また、水浸状態では、浮力の作用による碎石の自由度が増大することおよび水締め作用による表層部が沈下したために、貫入抵抗は他の場合と比べて最も小さくなっている。

つぎに、掘削刃の摩耗量と刃先角度との関係について、主として、その経時変化に関する実験を行った。摩耗量の測定に当っては、4時間毎に貫入試験機より供試体を取りはずし、エーテル・ベンゼンで清浄後その重量変化を計測した。供試体の摩耗量と刃先角度、時間との関係について実測した結果を3次元空間で表現すると図-10.1 1 がえられた。また、時間を補助変数として摩耗量と刃先角度の関係を再プロットすると図-1 0.1 2 がえられた。掘削刃の摩耗量は刃先角度によるエッジ摩耗の形態が幾何学的にそれぞれ異なるために相違するのであるが、図より明らかに経時変化とは無関係に刃先角度 $50^\circ \sim 60^\circ$ 近傍において摩耗量は最大となり、最も著しく、その前後においてその摩耗量は減少する傾向にある。

この傾向は、前述した貫入抵抗と刃先角度との関係とは全く相違するものであり、第6章において論述した掘削刃面における

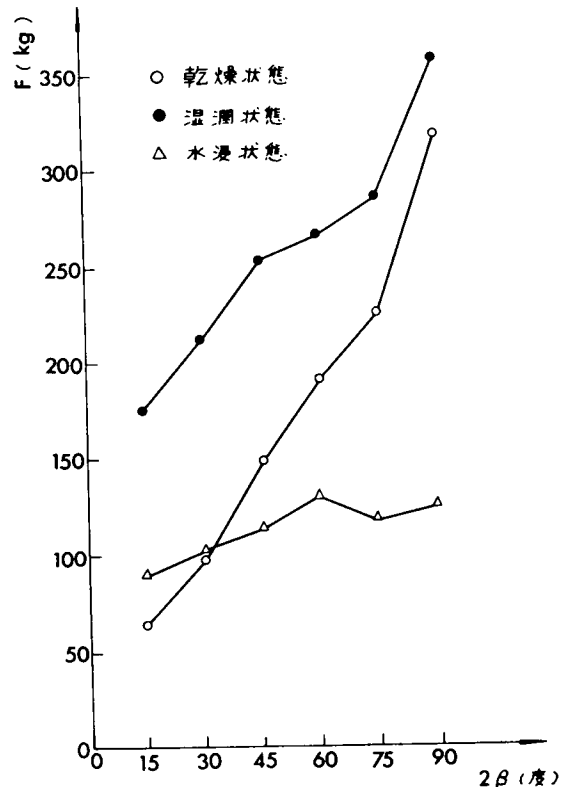


図-1 0.1 0 貫入抵抗と刃先角度の関係

横掘削角と摩耗量の関係と類似した現象にある。すなわち、深さ方向に供試体が貫入していく各時点において、滑動土粒子数、垂直面圧および砕石と金属面との間の相対流動速度は異なるが、これらを解析することにより、掘削刃面上の摩耗量とエッジ摩耗量の総和として上述の実験値より求めた諸関係を理論的に説明することが可能となった。

また、図-1 0.1 3には供試体の摩耗履歴曲線として、摩耗量の総和と経過時間の関係を示した。これは、エッジ摩耗による初期摩耗領域が著しく、約40時間経過した後においてすべての刃先角度に対して定常摩耗の状態に移行する。また、この関係を明白にするために、図-1 0.1 4に1時間あたりの摩耗量と実験開始からの時間との関係を示した。すなわち、単位時間あたりの摩耗量は、経過時間とともに減少するが、最初の10時間までの平均減少率は頂角 15° において最も著しく、以下 30° 、 90° 、 45° および 60° の順となり 75° において最小値をとる。これは、刃先角度の小なるほど刃先端部のエッジ摩耗が著しいことを示しており、摩耗が進行するとともにエッジ部はある曲率をもった丸味をおびるために、一定の割合で摩耗が進行する定常摩耗状態に達するのである。また、刃先角度 90° において、初期摩耗が比較的増大しているのは、供試体両側面のエッジ部が他の供試体に比して突出するために、この部分のエッジ摩耗が加算されるためであると考えられる。

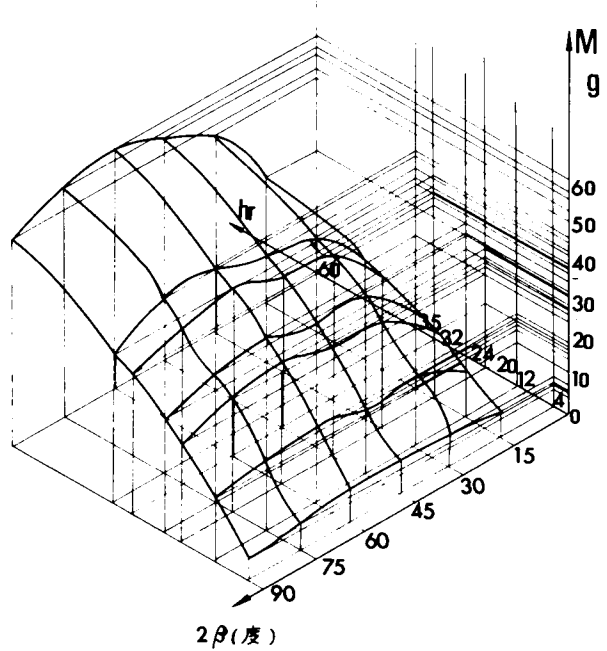


図-1 0.1 1 掘削刃の摩耗履歴曲線

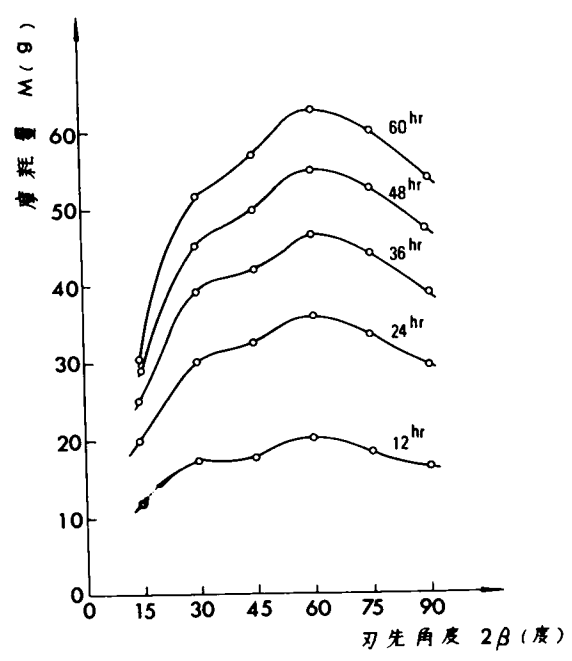


図-1 0.1 2 摩耗量と刃先角度の関係とその経時変化

1 0.3.3 金属硬さおよび含水状態の摩耗量に及ぼす影響

ここでは、主として、砕石土砂による掘削刃先の摩耗について、掘削刃の金属硬さと摩耗量の関係について実験的考察を行うとともに、砕石土砂の含水状態の掘削刃の摩耗量に及ぼす影響について実験を行い、その結果について考察した。金属供試体は、前述した特殊炭素鋼SKS-31を高周波焼入れし、平均ビッカース硬さ H_v が392, 471, 720および850の4種類とし、掘削刃先の角度は、いずれも 30° として、金属硬さの摩耗量に及ぼす影響について実験した。

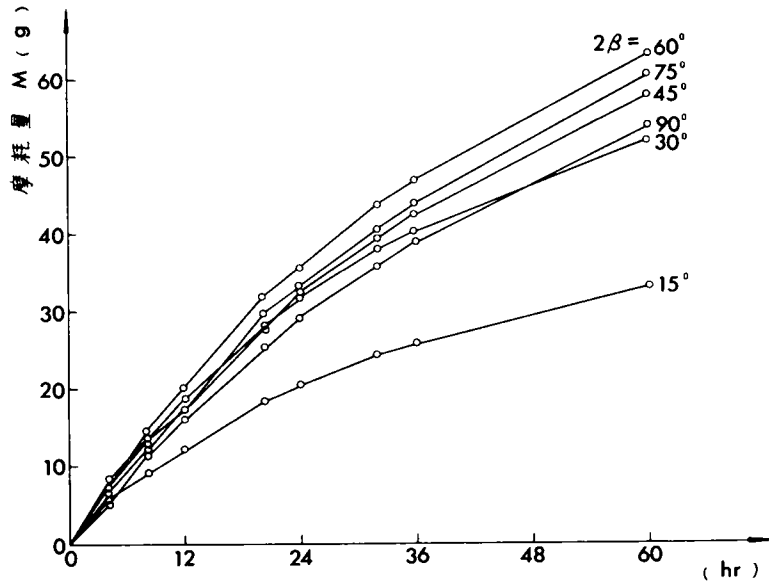


図-1 0.13 刃先頂角 2β に対する摩耗履歴曲線

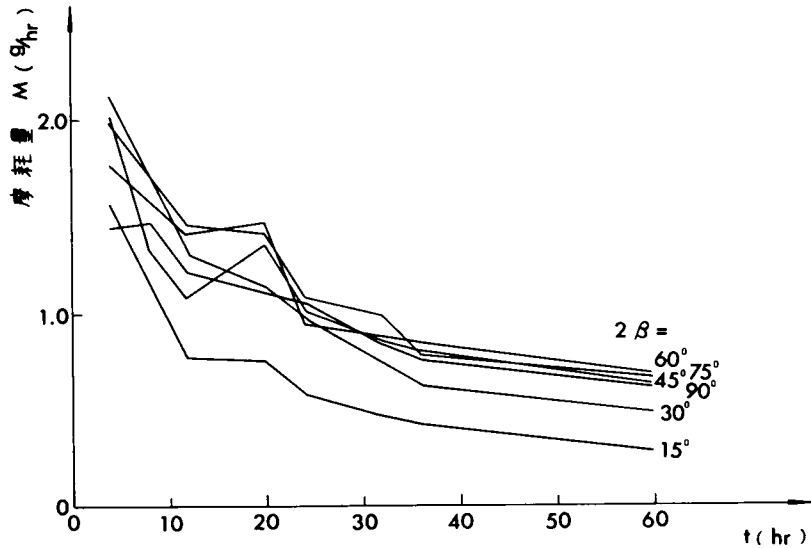


図-1 0.14 単位時間当りの摩耗量とその経時変化

まず、砕石土砂の含水比が乾燥状態にある場合について、種々のかたさを有する掘削刃の摩耗

量と時間との関係を求め、図-1 0.1 5 にその摩耗履歴曲線を図示した。図より明らかにどの刃のかたさに対しても、初期においては、刃先エッジ部分の摩耗が顕著であり、ある時間が経過すると、エッジ部分が丸味を帯びて一定の曲率をもつようになり、単位時間あたりの摩耗量は減少し、摩耗量は一定の割合で進行する定常摩耗領域へと移行している。また、この初期摩耗領域は、刃のかたさによって異なり、硬さが増大するほど初期摩耗領域が長く継続し、定常摩耗領域へ達するのに多くの時間を要していることがわかった。

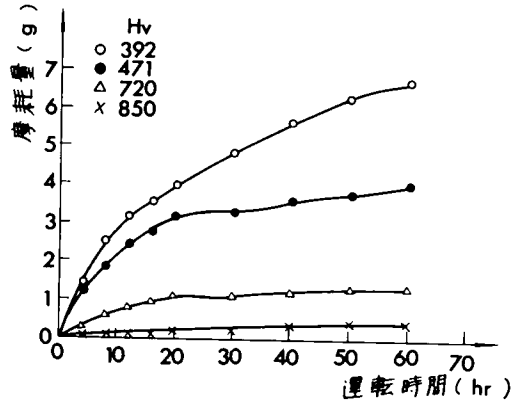


図-1 0.1 5 種々の刃の硬さに対する摩耗履歴曲線(掘削刃先角度 30°)

つぎに、砕石土砂が乾燥状態および水浸状態にある場合について、刃の硬さの影響に関して摩耗試験を行うとともに、含水状態による差異について比較検討した。図-1 0.1 6は、乾燥状態における刃の硬さと摩耗量の関係を示したものであり、図-1 0.1 7は、水浸状態における刃の硬さと摩耗量の関係を図示したものである。なお、いずれの場合にも、掘削刃の供試体は、定常摩耗領域に達したのについて24時間継続して試験を行ったときの摩耗量を測定した。図より明らかに、乾燥状態、水浸状態とも硬さが増すとともに、摩耗量は減少しており、この傾向は、乾燥状態において顕著であることが判明した。また、水浸状態における摩耗量が乾燥状態のそれに比べると2~8倍にもなっていることは、水中における掘削作業にともない、摩耗が顕著に進行す

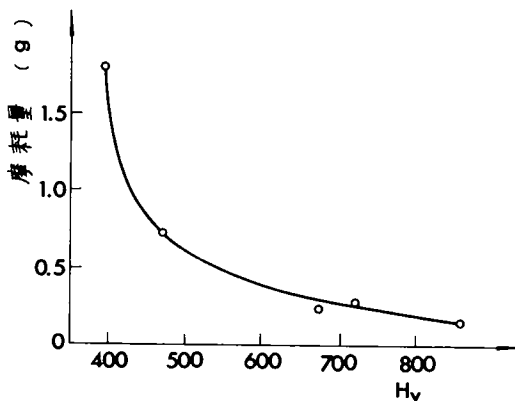


図-1 0.1 6 乾燥状態における刃の硬さと摩耗量の関係(掘削刃先角度 30°)

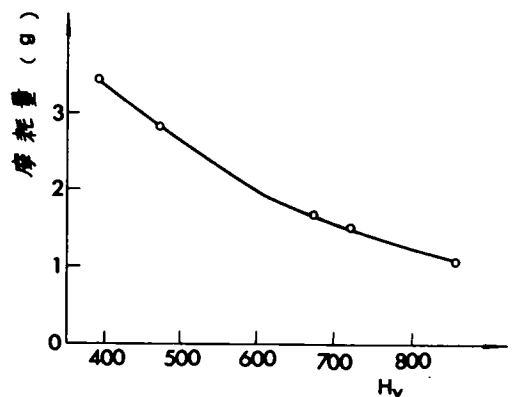


図-1 0.1 7 水浸状態における刃の硬さと摩耗量の関係(掘削刃先角度 30°)

る事実を裏付けるものとして、注目に値する。この場合、掘削抵抗は、前図-1 0.1 0にも示したように、刃先角度 30° においては、乾燥状態と水浸状態ではほとんど一致しているのであり、掘削抵抗による差異は摩耗量増大に対する大きな要因とはなっていない。他の要因として、定常摩耗状態では刃面部における砕石土砂によるひっかけ摩耗が摩耗の主要な要因となり、刃面上の砕石土砂の運動形態について考察した。その結果、定性的には、水浸状態においては乾燥状態と比較して、急激な掘削刃の貫入にともなって発生する負の間げき水圧によって、土粒子の移動が拘束されて転動土粒子が少なくなり、滑動する土粒子が増大したことに帰因するのではないかと推察される。なお、次章において、この問題についてはさらに詳細に検討することとした。

1 0.3.4 刃先の形状変化特性に関する考察

掘削刃先の摩耗による形状変化は、主として初期摩耗の領域においてエッジ摩耗の影響が強く、摩耗の進行にともなって著しい変化を示した。この形状変化特性を把握しておくことは、掘削刃の摩耗による掘削能力減退への影響や、摩耗に先立つ耐摩耗対策の一貫として熱処理の方法、ハードフェーシングの工法および耐摩耗鋼の特性にともなう取付け場所の選定などを明白にし、合理的な耐摩耗対策を樹立していく上で極めて重要な課題である。

さて、前述した供試体の砕石土砂への貫入試験において、60時間経過した後の刃先の形状は写真-1 0.2に示したが、それぞれ刃先頂角の異なる供試体を切断し、その実測結果を図示すると図-1 0.1 8がえられた。刃先先端部の摩耗は

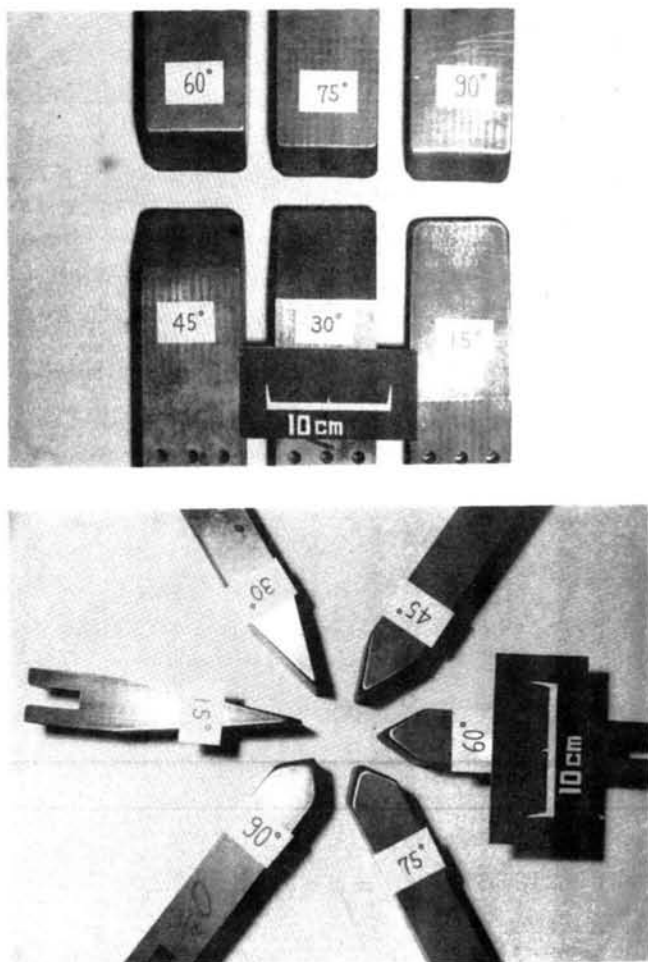


写真-1 0.2 60時間経過後の刃先の形状変化
(特殊炭素鋼SKS-31未処理鋼)

刃先頂角が小さいほど著しいが、これは幾何学的条件だけでなく、い込み抵抗が刃先の広範囲にわたって作用するためにエッジ摩耗が増大したことに帰因する。また、刃面部における摩耗は、刃先頂角 60° において最大値をとっており、横

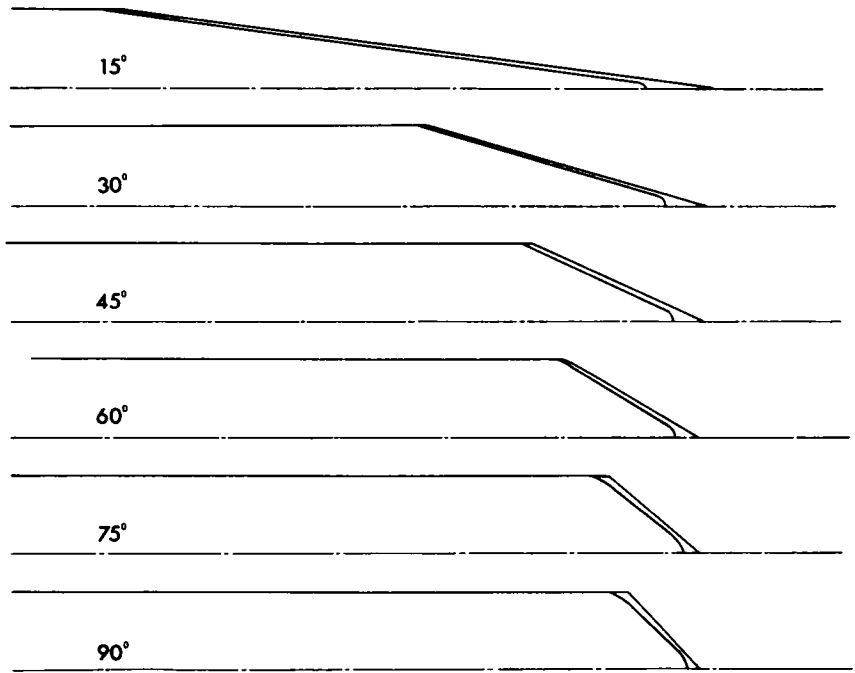


図-1.0.1.8 貫入試験60時間経過後の供試体の形状変化
(特殊炭素鋼SKS-31未処理鋼)

掘削角 30° 近傍において平刃における摩耗量が增大する現象とよく一致することはすでに述べたとおりである。なお、前図-1.0.1.2において、初期摩耗領域にある12時間経過後の摩耗量と定常摩耗領域にある60時間経過後の摩耗量を比較するとき、主として刃先頂角の小さい掘削刃に対する摩耗量が初期摩耗において、各時点における最大値と比べて増大しているのは、初期摩耗におけるエッジ摩耗が著しいことを示すものである。

つぎに、これらの摩耗形状変化特性について理論的な考察を加え、その特性について明らかにした。まず、掘削刃面に作用する土圧反力分布に関しては、前述で述べたくさび体に作用する土圧の分布関数形が、碎石土砂に対する本実験に使用した供試体に対しても成立すると仮定して考察した。すなわち、図-1.0.1.9に示したように、刃面 \overline{MN} 上に作用する土圧分布は、その延長線と地表面との接点 O を起点とするつぎの関数形の曲線上に存在する。

$$P = a x^{1.60} \quad (1.0.9)$$

ここに、係数 a の大きさは刃先頂角の大きさによって異なり、前述した理論計算値より作図した図-1.0.6より算定すると、表-1.0.3に示す値をえた。この場合の土圧 p は kg/cm^2 、距離 x は cm 単位で算定した。

したがって、摩耗面上において土砂の進行方向に立てた垂直面において金属面上に x 軸をとり、これと垂直方向に y 軸をとるとき、時間 t に対する摩耗による形状変化曲線は、第7章より次式で与えられる。

表-1 0.3 式(1 0.9)における係数 a および掘削刃面上の滑動土粒子数 AN と碎石粒子の速度 AV

2β	a	AN	AV	$AN \times AV$
15°	0.0226	0.2573	0.3880	0.0998
30°	0.0238	0.4021	0.2950	0.1186
45°	0.0272	0.5869	0.2238	0.1313
60°	0.0285	0.7117	0.1750	0.1245
75°	0.0256	0.7815	0.1435	0.1121
90°	0.0245	0.8012	0.1220	0.0977

$$y = c_1 k^2(x) N(x) t + f(x, 0) \quad (10.10)$$

ここに、 $k(x)$ は x における土粒子の金属面への貫入係数であり、 $N(x)$ は x における土粒子の貫入力である。また、 $f(x, 0)$ は、時刻 $t=0$ における摩耗面の形状曲線の関数である。なお、 $k(x)$ 、 $N(x)$ はある時間 t が経過した後の金属面の形状変化によって変化するので、時間 $t=n$ における形状変化曲線 $f(x, n)$ は、

$$f(x, n) = c_1 \sum_{i=1}^n k^2(x, n) N(x, n) + f(x, 0) \quad (1 0.1 1)$$

すなわち、エッジ摩耗による時間 t 経過後の摩耗面の形状は次式で与えられる。

$$f(x, t) = c_1 \int k^2(x, t) N(x, t) dt + f(x, 0) \quad (1 0.1 2)$$

なお、碎石土砂中へ貫入するときの刃面の傾斜角は、刃先頂角の大きさにもなって変化する。そのために、滑動砂粒子数 AN および金属面と土砂との相対移行速度 AV は、個々の掘削刃に対してはどの位置においても等しいと仮定して上述の算定式で計算できるが、刃先角度の異なる掘削刃相互の比較を行うときには、 $AV \times AN$ の値を乗じておく必要がある。

上式に従って、種々の刃先頂角に対する摩耗形状変化特性を計算するために、一例として、 $2\beta = 15^\circ$ について、図-1 0.2 0に示す電算プログラムを作成した。

この場合、このプログラム中の記号を用いて、

$$Q(K) = Y(K) + (AK(K)) ** 2 * PP(K) * a * AV * AN * C_3 \quad (1 0.1 3)$$

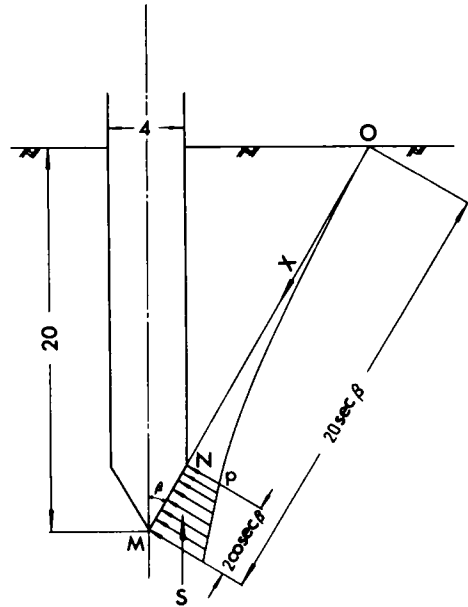


図-1 0.19 掘削刃面に作用する土圧反力分布

```

C      MAMO NO KEISAN
      COMMON X(100),Y(100),R(100),AK(100),P(100),Q(100),Z(100),PP(100)
      DOUBLE PRECISION X,Y,R,AK,P,Q,Z,PP
      READ(5,100)(Y(K),K=1,100)
100  FORMAT(5F12.0)
      X(1)=0.0
      DO 10 I=1,99
10   X(I+1)=X(I)+1.53225952
      DO 20 J=1,100
      DO 30 K=2,99
      IF(DABS((Y(K)-Y(K-1))*(X(K+1)-X(K))-(Y(K+1)-Y(K))*(X(K)-X(K-1)))) .LT.0.000001) GO TO 41
      R(K)=DSQRT((X(K)-((Y(K)-Y(K+1))*(Y(K-1)-Y(K))*(Y(K-1)-Y(K+1)))+(Y(K-1)-Y(K+1))*((X(K-1))**2-(X(K))**2)+(Y(K)-Y(K-1))*((X(K))**2-(X(K+1))**2)))/((X(K)-X(K-1))*(Y(K+1)-Y(K))-(X(K+1)-X(K))*(Y(K)-Y(K-1)))/23.0)**2+(Y(K)-((X(K)-X(K+1))*(X(K-1)-X(K))*(X(K-1)-X(K+1)))+(Y(K-1))**2-(Y(K))**2)*(X(K)-X(K+1)))+(Y(K))**2-(Y(K+1))**2)*(X(K)-X(K-1)))/((Y(K)-Y(K-1))*(X(K+1)-X(K))-(Y(K+1)-Y(K))*(X(K)-X(K-1)))/2.0)**2)
      IF(R(K).LT.5.0) GO TO 11
      IF(R(K).GT.100.0) GO TO 21
      AK(K)=-0.0010050000*R(K)+0.7005025000
      GO TO 31
11  AK(K)=-0.0200000000*R(K)+0.8000000000
      GO TO 31
21  AK(K)=0.6000000000
31  P(K)=X(K)+48.4998500000
      Z(K)=1.60*DLOG(P(K))
      PP(K)=DEXP(Z(K))
      Q(K)=Y(K)+(AK(K))**2*PP(K)*0.0226*0.0998*0.020
      GO TO 30
41  AK(K)=0.6000000000
      R(K)=9.999
      P(K)=X(K)+48.4998500000
      Z(K)=1.60*DLOG(P(K))
      PP(K)=DEXP(Z(K))
      Q(K)=Y(K)+(AK(K))**2*PP(K)*0.0226*0.0998*0.020
30  CONTINUE

```

```

DO 40 L=2,99
40 Y(L)=Q(L)
   Y(1)=Y(2)
   Y(100)=2.0*Y(99)-Y(98)+DSQRT(2.0*(Y(98)-Y(99))**2+0.02)
   IF(MOD(J,10)) 20,50,20
50 WRITE(6,110) J,(Y(K),K=1,100),(R(K),K=2,99),(AK(K),K=2,99)
110 FORMAT(1H1,2HJ=I4//3H Y=/20(1H0,5D15.5//3H R=/20(1H0,5D15.5//4
1H AK=/20(1H0,5D15.5//)
20 CONTINUE
   STOP
   END

```

```

DATA Y(1)~Y(99)=0.0 Y(100)=0.1

X(K), Y(K) : 曲線の座標
AK(K) : 貫入係数
R(K) : 曲率半径
PP(K) : 垂直貫入力
Q(K) : 摩耗進行時のY座標
DO LOOP I=1,99 : 曲線のX座標を指定する
DO LOOP K=2,99 : 曲線のY座標を計算する
DO LOOP J=1,100 : 時刻T経過後の摩耗曲線を計算する

```

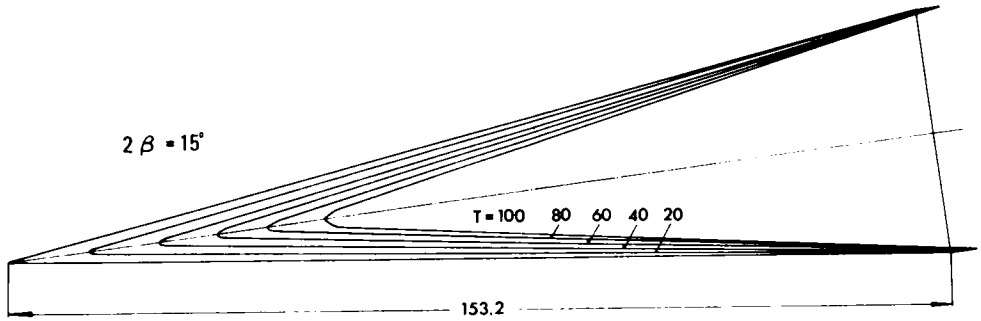
図-1 0.2 0 摩耗形状変化曲線算定のためのプログラムの一例 ($2\beta=15^\circ$ の場合)

なる式で算定した。係数 α および掘削刃面上の滑動土粒子数 AN と碎石粒子の流動速度比 AV について、計算に使用した値を表-1 0.3に示した。

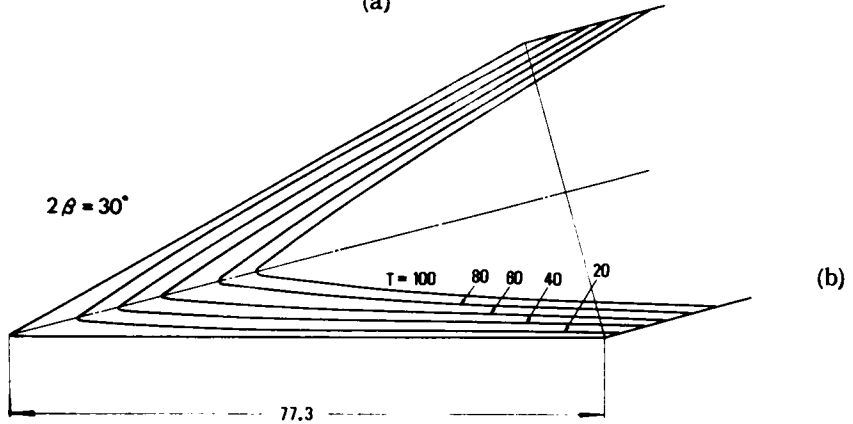
つぎに、刃先エッジ部においては、くい込み抵抗力が作用し、また、貫入係数 k の値が増大するために、刃面の摩耗に比してその摩耗量はきわめて増大する。すなわち、刃先エッジ部においてはくい込み抵抗力が作用する領域において発生するエッジ摩耗量を上述した算定式に加算しておく必要がある。種々の刃先頂角についてそのエッジ部分の形状変化を実測した結果、くい込み抵抗の分布関数は4次曲線に対して計算した値とよく合致すること、およびくい込み抵抗力の作用する領域は、刃面上の先端からの距離 ℓ と刃先頂角 2β との間に、 $\ell \cdot \sin \beta \approx 3.54 \text{ mm}$ なる関係が存在することが実測値より明らかとなった。また、くい込み抵抗関数の係数は、刃先頂角によって異なるが、すでにくさび体について算定した C_2 値を用いて、次式によって算定した。

$$Q(K) = Y(K) + (AK(K))^{**2} * P(K)^{**4} * C_2 \quad (10.14)$$

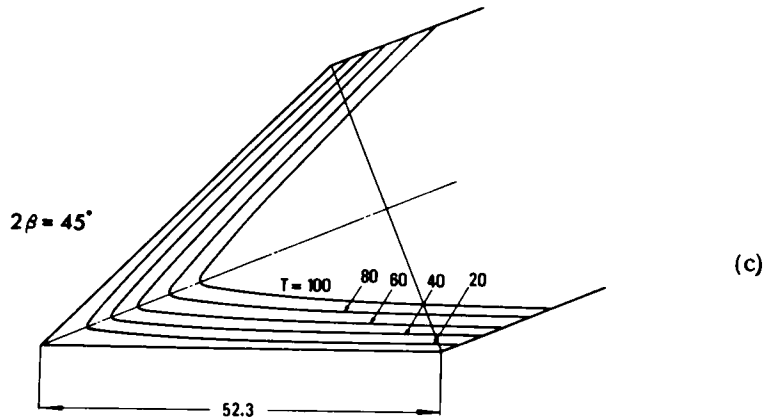
図-1 0.21 は、以上の理論解にもとづいて、各刃先角度について、摩耗形状変化特性を時間 T をパラメータとして電子計算機によって計算した結果を図示したものである。その摩耗による形状変化曲線は、前述した実測値とよく一致している。この場合は、掘削刃が左右対称に等しい摩耗条件で形状変化をおこす場合であり、これらの曲線によって種々の刃先頂角を有する掘削刃先の経時形状変化特性を把握することが可能となった。



(a)



(b)



(c)

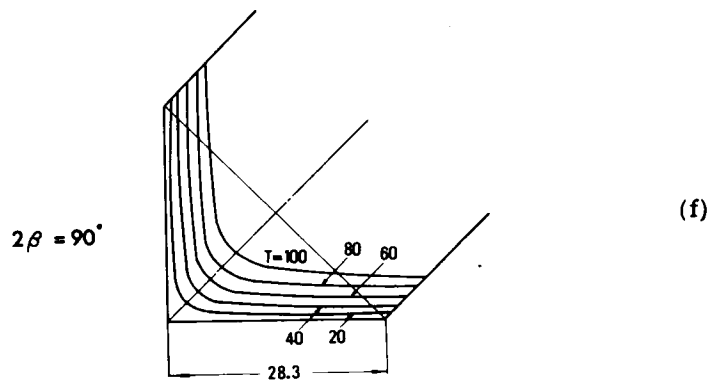
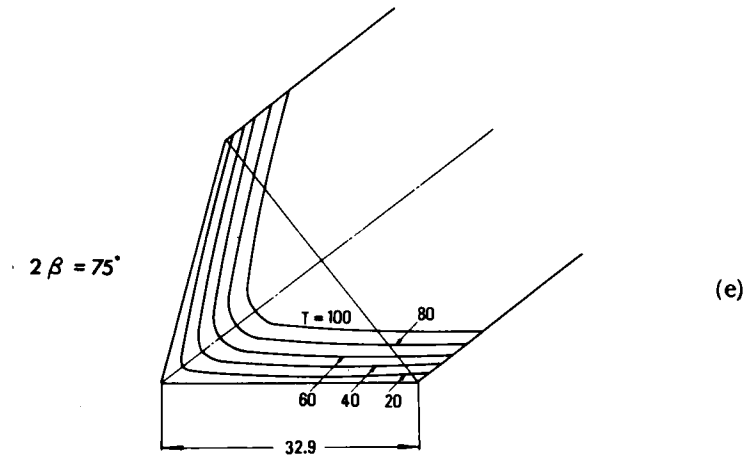
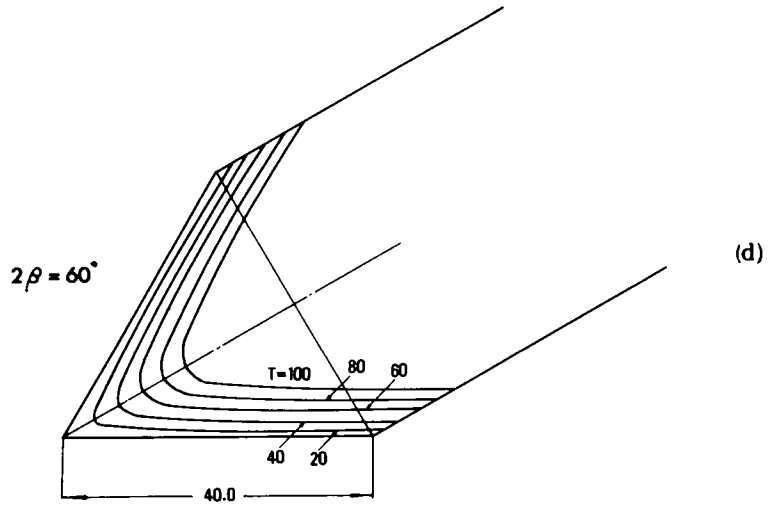


図-1 0.21 掘削刃の摩耗による経時形状変化特性（計算値）

1 0.3.5 実際の土工現場における掘削刃の摩耗による形状変化特性

上述の理論解が実際にどの程度適用できるかについて、ある実際の土工現場において稼働している掘削機械のバケットツースの摩耗を一例としてとりあげ、説明する。ここでは、主として、バケットの爪の摩耗による形状変化特性について追跡調査を行った結果に関してのみ検討することとする。

バケットの容量は約 9 m^3 の大きさであり、転石交り砂質土の地山の掘削および積み込みを行うことを主作業とするものである。バケットの刃先には、計8本の爪がとりつけてあり、その位置は、図-1 0.2 2に示したとおりである。摩耗形状変化の実測の対象とした爪は、同図に示したバケット中央部A、Bおよび端部に位置するCである。それぞれのバケット・ツースの摩耗による形状変化量について、その測定した時間間隔は、対象とする爪の平均

寿命時間を10等

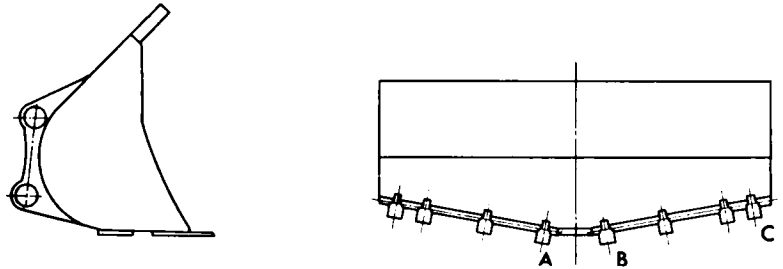
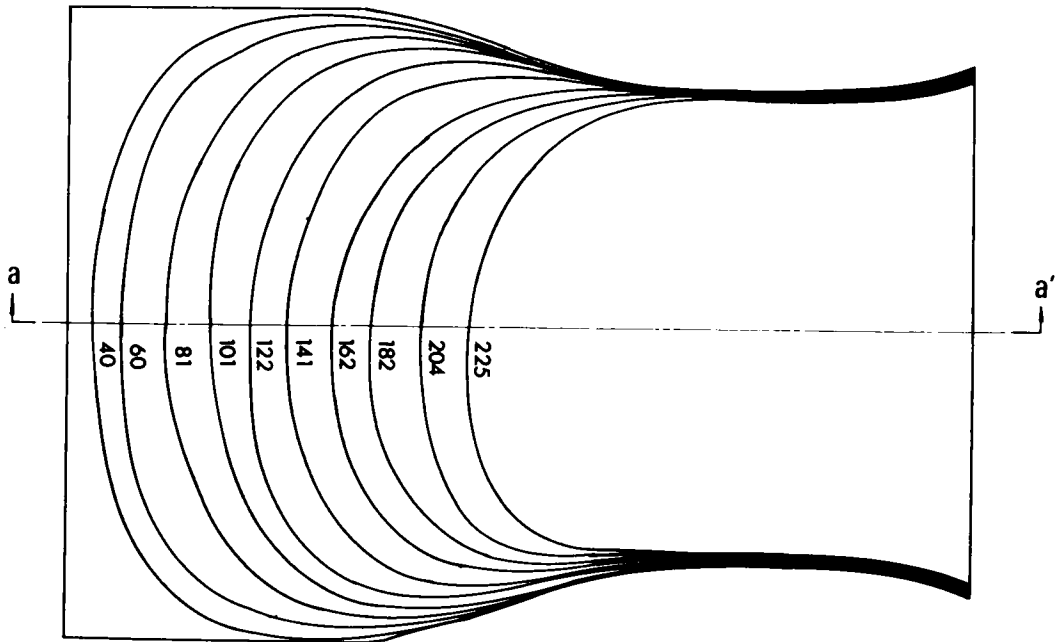


図-1 0.2 2 バケット形状と試験用ツースの取付け場所

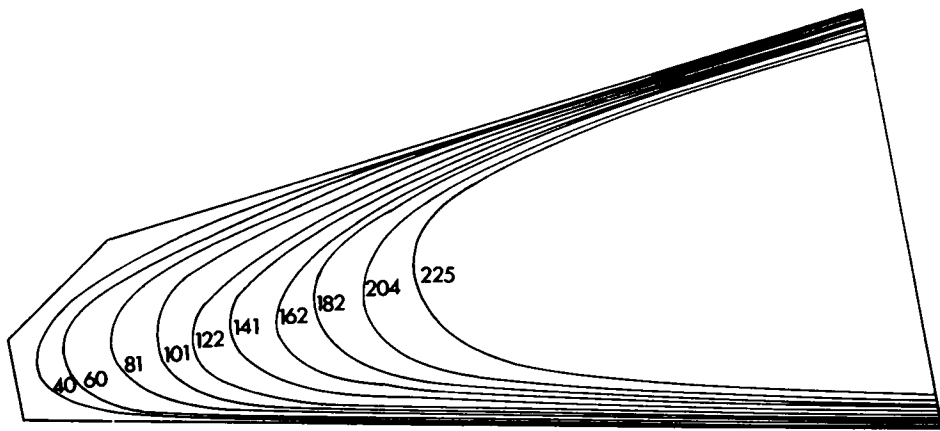
分するように、機械の稼働時間約20時間(サービスメータアワー)とした。バケットツースA、BおよびCの摩耗による経時形状変化曲線は、それぞれ図-1 0.2 3(a), (b), 図-1 0.2 4(a), (b)および図-1 0.2 5(a), (b)に、その平面図と中央断面図を示した。

図より明らかに、バケット中央部のツースA、Bは、ともに上下左右対称に摩耗されていくが、端部に位置するツースCは、偏摩耗しており、底部および外側側面における摩耗が著しく増大していることが判明した。また、いずれの場合にも、刃面部に比べて刃先エッジ部における摩耗による形状変化は顕著に増大しており、前節において導いた理論解とよく一致することが明らかとなった。なお、この実測例は、刃先形状変化形態については、いかなる摩耗条件に対しても、作用力の分布形を明らかにすることによって解析が可能であることを示唆するものである。

つぎに、写真-1 0.3および写真-1 0.4に示したのは別の作業現場におけるリッパの刃先の摩耗による形状変化および切断断面例である。また、写真-1 0.5はリッパシャングの摩耗による形状変化について、シャングの軸と直角方向に切断した断面であり、これまでの理論および実験の結果とよく一致した傾向を示している。

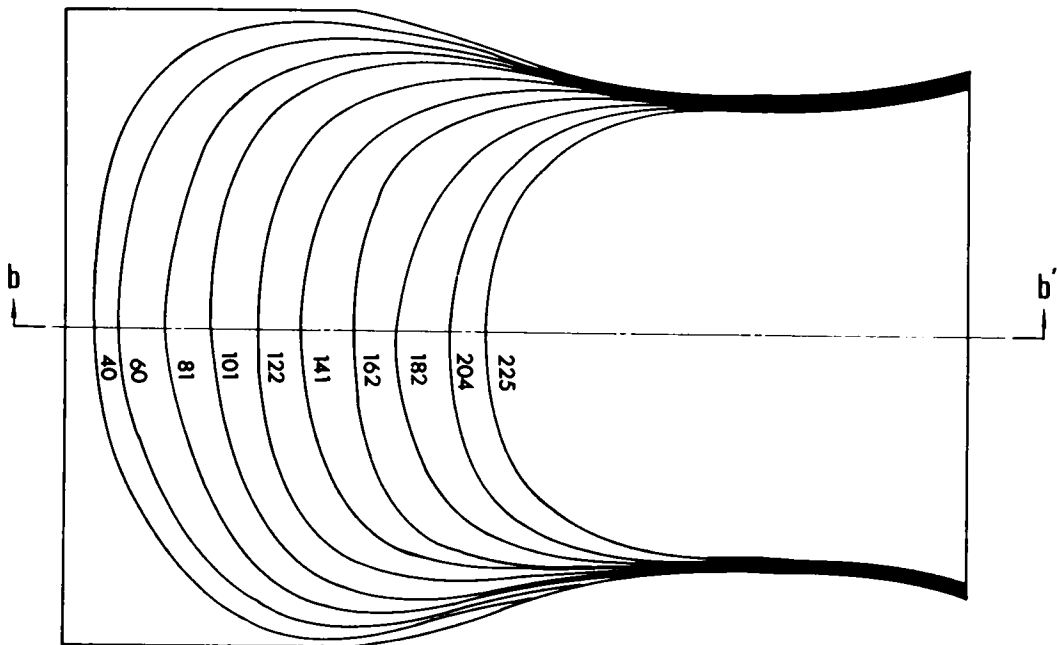


(a) 平面図

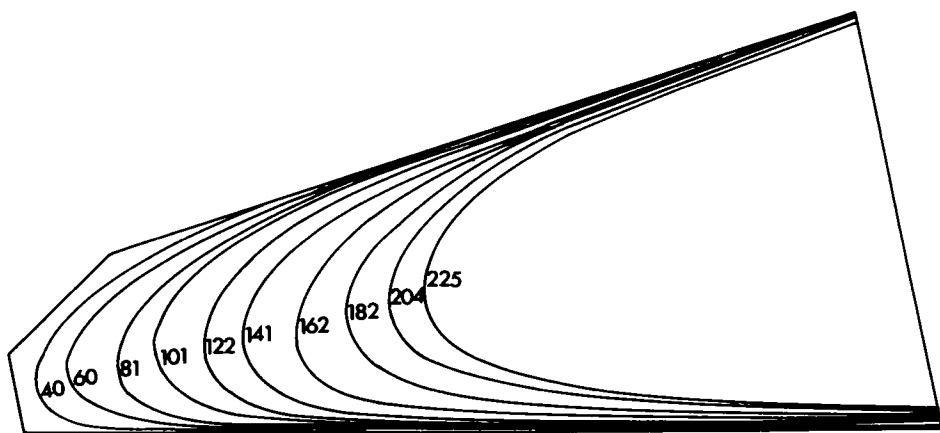


(b) 中央断面図 $a - a'$

図-1 0.23 バケット・ツースAの摩耗による経時形状変化曲線
(数字は稼働時間を示す)

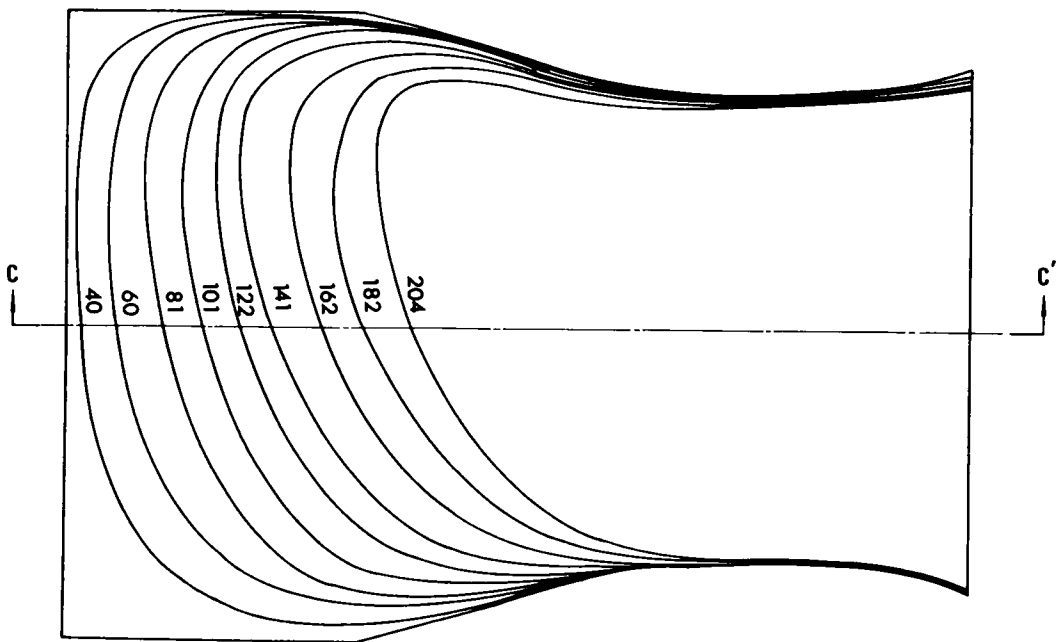


(a) 平面図

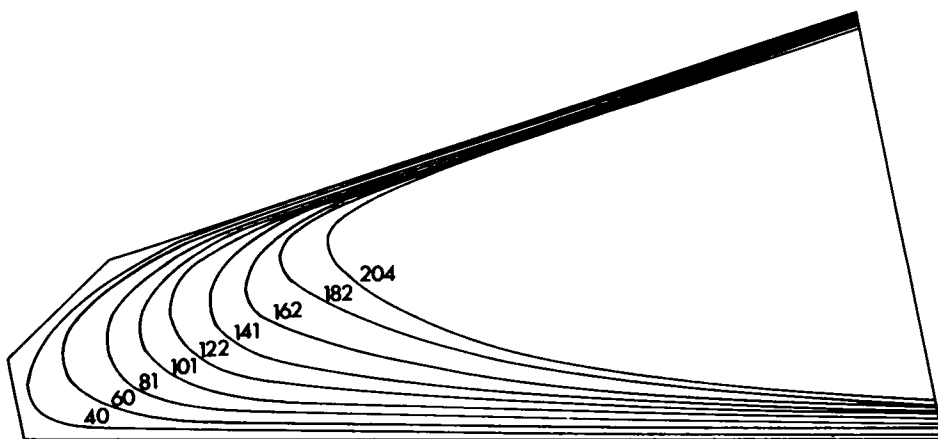


(b) 中央断面図 $b - b'$

図-1.0.24 バケット・ツースBの摩耗による経時形状変化曲線
(数字は稼働時間を示す)



(a) 平面図

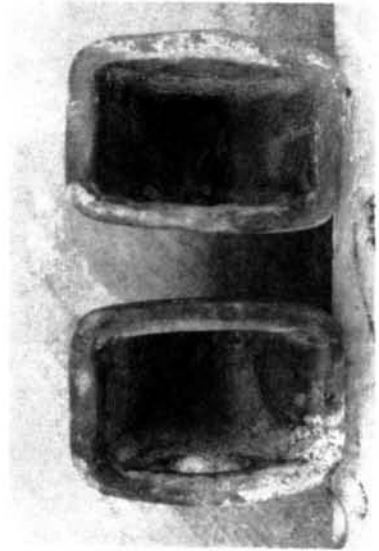


(b) 中央断面図 $c - c'$

図-1 0.25 パケット・ツースCの摩耗による経時形状変化曲線
(数字は稼働時間を示す)



(a)



(b)



(c)

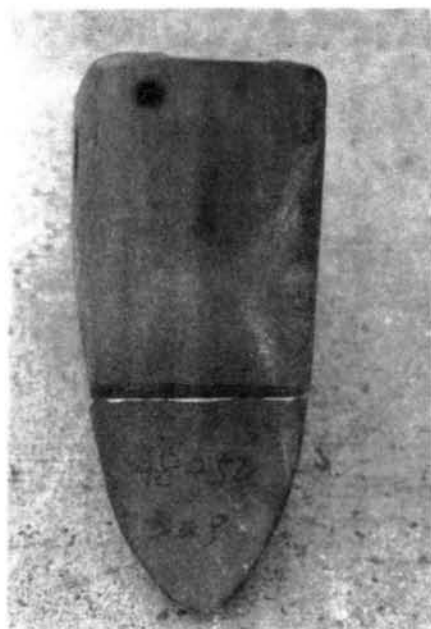


(d)

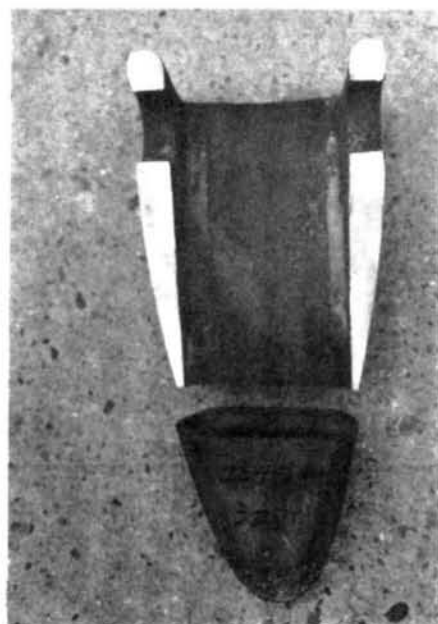
写真-10.3 リッパの刃先の摩耗状況の一例



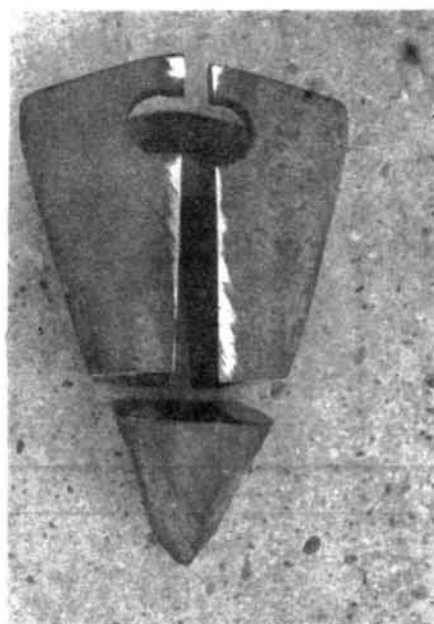
(a)



(b)



(c)



(d)

写真-10.4 摩耗したリップパー刃先の切断展開の一例

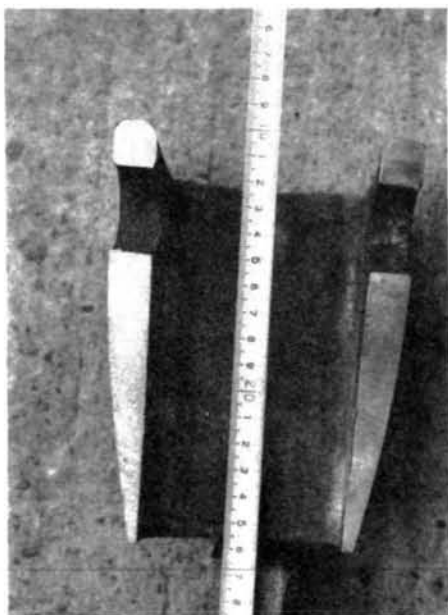
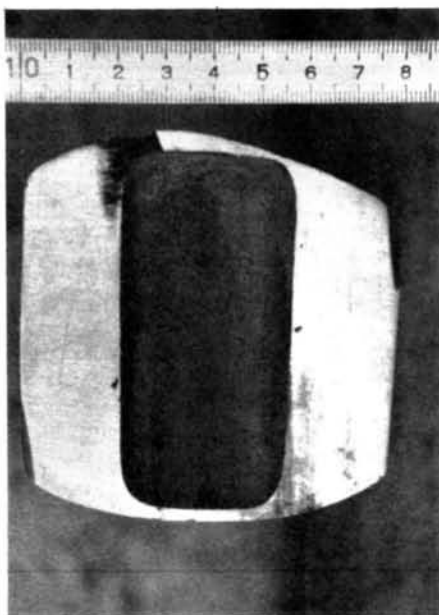


写真-10.4 (d)



(a)



(b)



(c)

写真-10.5 摩耗したリッパー・シャンクの断面例

10.4 結 論

掘削刃先の碎石土砂による摩耗によって、刃先の形状がどのように変化するかについて究明を行い、掘削刃の刃先頂角による摩耗形状変化特性を把握した。すなわち、くさび体による基礎的な実験結果より、刃面に作用する土圧反力分布を明確にし、摩耗量の算定法を確立した。主として、エッジ摩耗の経時的な変化にともなう摩耗履歴特性について理論的考察を行い、初期摩耗領域におけるエッジ摩耗の重要性を指摘した。以下、要点をまとめると、つぎようになる。

- (1) 種々の先端頂角を有するくさび体を砂質土中に鉛直方向に貫入させる場合、その壁面に作用する受働土圧について、砂質土の変形とせん断強度との関係より壁面の移動にともなって各点において動員されるせん断抵抗角を算定した。その結果、土圧反力分布の形状は、すべての先端頂角を有する掘削刃に対して壁面上の長さの1.60乗に比例して増大する曲線上にあることが判明した。
- (2) くさび体の壁面に作用する土圧反力分布より理論的に算定される貫入抵抗は、底面幅の等しいくさび体に対して先端頂角の増大とともに、近似的に比例して増大することが明らかとなった。
- (3) 掘削刃先の供試体を気乾燥状態で堆積した碎石土砂中に貫入させるとき、その貫入抵抗は刃先頂角の増大とともに比例して増大する傾向にあり、くさび体の貫入抵抗と類似の現象を示すことが実験によって判明した。
- (4) くり返し貫入試験において、掘削刃の摩耗量の経時変化を実測した結果、初期摩耗におけるエッジ摩耗による摩耗量の増大は著しく、単位時間あたりの摩耗量は経過時間とともに減少するが、刃先頂角の小なるものほどその平均減少率は大きく、エッジ摩耗が著しいことが実証された。
- (5) 摩耗が進行するとともにエッジ部はある曲率をもった丸味をおびるために、一定の割合で摩耗が進行する定常摩耗状態に達する。このとき、刃先頂角と絶対摩耗量は本実験に用いた材質の掘削刃先および碎石土砂に対して頂角 $50^{\circ} \sim 60^{\circ}$ 近傍において最大値をとる。これは、エッジ摩耗量の刃先角度による変化量に比べて刃面の横掘削角による変化量の方が著しく、刃面の摩耗量が横掘削角 30° 近傍において最大値をとる現象と一致する。
一方、初期摩耗状態においても、刃先頂角 60° において絶対摩耗量は最大値をとるが、刃先頂角の小なる部分においてはエッジ摩耗がかなり作用し、摩耗量の増分は定常摩耗状態より増大している。
- (6) 碎石土砂が乾燥状態にある場合、種々の金属硬さを有する掘削刃(刃先角度 30°)について摩耗履歴曲線を求めた結果、金属硬さの高い掘削刃ほど、エッジ摩耗の影響が強い初期摩耗状態が長く継続すること。また、乾燥状態、水浸状態において摩耗試験を行った結果、いずれも硬さの増加とともに摩耗量は減少するが、その傾向は乾燥状態において著しく見られた。なお、顕著な現象として、水浸状態における摩耗量の大きさは、乾燥状態に比して2~8倍にも達していることが判明した。
- (7) 刃先の摩耗による形状変化特性に関しては、摩耗量と密接な関係にあり、摩耗の進行とともにエッジ部分が急速に消滅し、その部分の曲率半径が次第に増大する。

一方、刃面の摩耗による形状変化は、土圧反力分布の形状にもよるが、刃面上の滑動土粒子数や

碎石粒子の刃面上での移行速度を考えると、刃先頂角 60° 近傍において掘削刃の摩耗量は最も著しく増大し、その形状も他の掘削刃に比して早く摩耗し変化する。

- (8) 掘削刃の初期形状は摩耗によって変化するが、エッジ摩耗および刃面摩耗の両面から考えると、その摩耗量は、刃先頂角が 60° 近傍において最も顕著であり、その形状は急速に変化するので先端角度の増大にともなう掘削性の悪化はこの角度において最も著しい。

以上、掘削刃の堆積した碎石土砂による摩耗特性および刃先形状の経時変化特性が解明され、また、実際の土工現場における実測値とよく対応することが判明した。これらが刃先のエッジ摩耗による切削能力の減退への影響を考察し、耐摩耗対策の一貫として掘削刃の刃先処理および刃面処理の意義および方法を確立する上で、きわめて重要かつ意義深いものであると考える。

なお、本研究はある堆積した碎石土砂に対して掘削刃の摩耗による形状変化特性についての考え方を明確にしたものであり、実際の土工現場において作業している掘削刃の摩耗形状変化とよく一致していることが明らかとなった。

参 考 文 献

- 1) 畠昭治郎，室達朗：土木学会論文報告集，202(1972.6)91。
- 2) 畠昭治郎，室達朗，金氏真，金子義信：昭和47年度土木学会関西支部年次学術講演概要，(昭47.6)(Ⅲ-37)。
- 3) Terzaghi, K. : Boston Soc. Civil Engrs. (1963)1925.
- 4) Rowe, P. W. : Geotechnique, 4(1954)70.
- 5) 室達朗：土と基礎，15-8(昭42.8)15.
- 6) 小田匡寛，榎本文勇，鈴木正：土と基礎，19-2(1971)5。

第11章 金属の摩耗におよぼす砂礫特性と水の影響¹⁾

11.1 概 説

前章までにおいて土砂粒による金属の摩耗機構について解析を行った結果、金属の摩耗量Mを支配する基本的な要因として7個の因子があり、Mはこれら各因子の関数として次式で与えられた。

$$M = f(N, k, k', \theta, H_v, n, v) \quad (11.1)$$

ここに、Nは金属表面に作用する個々の土粒子の垂直貫入力であり、砂礫の含水状態、締固め密度および粒度分布などに支配される土のせん断強度および金属体の堆積土砂中における移動速度に帰因するものである。kは、金属面上を土粒子が移動する場合の土粒子による金属面へのひっかき深さを決定する貫入係数である。また、k'は金属材料の特性や含水状態による温度差に依存する因子であり、砂礫エッジによる金属片の母材からはく離率である。θは、土粒子の隅角部における先端頂角である。H_vは、金属材料のビッカース硬さで、ダイヤモンド圧子を金属面に貫入させた場合の降伏応力によって表面の硬さを表現したものであり、土粒子の金属面への貫入に対する抵抗を意味する。nは金属面上の個々の土粒子の運動形態を分析したときの滑動土粒子数であり、この値は金属の摩耗面の進行方向となす角度および土粒子相互の拘束度によって変動する。また、vは金属面と滑動土粒子との間の相対運動速度であり、金属体の形状および土砂特性によって変化する。

本章においては、金属の摩耗に関与する要因として、摩耗材である土砂の物理的性質および土砂礫の含水状態などについて、種々の丸鋼を用いて摩耗試験を行った。その実験結果より、これらの要因と前述した基本的な7個の要因との関係を明らかにし、掘削工具などの金属の摩耗量を実現場における土砂礫の粒径、形状、密度、せん断強度、含水状態、および金属硬さなどによって表現する方法について実験的考察を行った。

11.2 実 験

11.2.1 試料土砂と金属供試体の特性

土砂礫の諸特性を表-11.1に示す。それぞれ鉱物組成、粒径、形状および硬さの異なる砂礫、玉

表-11.1 試料土砂礫の諸特性

項 目	a	b	c	d	e	f	g	
分 類	砂 礫	碎石(原石:硬質砂岩)			玉 石		砂 利	
産 地	滋賀県琵琶湖湖底	大阪府高槻市成合			三重県御浜		京 都 府 久 世 郡 城 陽 町	
粒径 範囲 (mm)	試験前	0.1~5.0	0.1~5.0	40~150	10~20	1.0~5.8	47~150	10~25
	試験後	0.1~1.5	0~5.0	10~150	0.1~2.0	1.0~4.8	47~100	10~25

項 目		a	b	c	d	e	f	g
平均 粒径 (μm)	試験前	075	120	7.8	145	5.0	8.5	212
	試験後	070	120	7.6	108	3.5	8.8	175
均等 係数	試験前	3.33	8.33	1.67	1.38	1.83	1.57	1.90
	試験後	2.16	1.72	2.40	2.36	1.85	1.61	3.80
曲率 係数	試験前	0.90	1.33	0.79	0.97	1.20	1.04	1.04
	試験後	1.10	1.23	1.38	1.25	1.01	1.07	1.50
比 重		2.65	2.68			2.76		2.64
ショア硬さ		68.5	60.5			75.3		59.6
2) 鉱物 組成 (%)	石 英	5.71	36.82			92.64		41.26
	長石類	93.76	63.18			4.73		58.36
	有色鉱物	0.53	0.00			2.63		0.38
細 長 比		0.65	0.64	0.57	0.64	0.64	0.62	0.60
修正円摩度		0.31	0.29	0.27	0.14	0.38	0.58	0.36

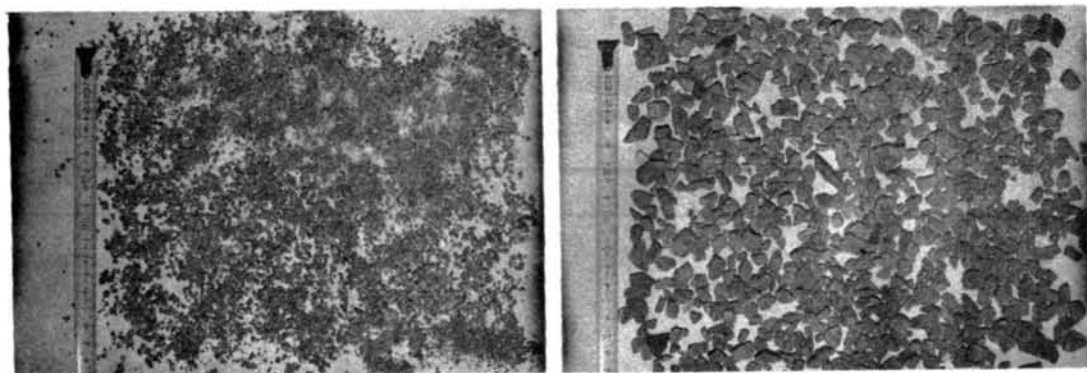
石、碎石および砂利より計7種類を選定し試料土砂礫とした。また、金属材料としては表-1.1.2に示したように、種々の硬さを与えるため熱処理を施した炭素工具鋼と機械構造用炭素鋼およびハード

表-1.1.2 金属供試体の材質と硬さ測定

記 号	材 料 名	化 学 組 成 (%)	熱処理の状態および 内 容	ビツカーズ硬さ	
				試験前 H_{V1}	試験後 H_{Vn}
A	炭素工具鋼3種 JISG4401(1965)SK-3	C 1.01, $S_i < 0.35$, $M_n < 0.50$ $P < 0.030$, $S < 0.030$	未 処 理	204 ± 10	205 ± 10
B	炭素工具鋼3種 JISG4401(1965)SK-3	C 1.01, $S_i < 0.35$, $M_n < 0.50$ $P < 0.030$, $S < 0.030$	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 480°C 空冷	350 ± 10	395 ± 10
C	機械構造用炭素鋼 JISG4051(1965)S50C	C 0.52, $S_i 0.15 \sim 0.35$ $M_n 0.60 \sim 0.90$, $P < 0.030$, $S < 0.035$	水焼入 850°C 水冷 焼もどし 600°C 空冷	380 ± 10	385 ± 10
D	機械構造用炭素鋼 JISG4051(1965)S35C	C 0.37, $S_i 0.15 \sim 0.35$ $M_n 0.60 \sim 0.90$, $P < 0.030$, $S < 0.035$	高周波焼入	517 ± 30	575 ± 10
E	ハードフェーシング HF-600 JIS Z 3251 DF 2B-B	C 0.44, $M_n 2.34$ $S_i 0.86$, $C_r 2.48$	溶接肉盛	658 ± 50	550 ± 50
F	ハードフェーシング HF 1000	C 2.8, $M_n 1.7$ $S_i 0.5$, $W 56$	溶接肉盛	663 ± 50	760 ± 50

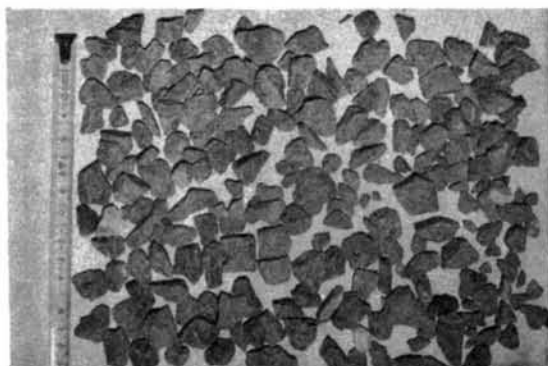
記号	材 料 名	化 学 組 成 (%)	熱処理の状態および 内 容	ビッカース硬さ	
				試験前 H_{Vi}	試験後 H_{Vn}
G	機械構造用炭素鋼 JIS G 4051(1965)S50C	C 0.52, S_i 0.15~0.35 M_n 0.60, $P < 0.030$ $S < 0.035$	水焼入 850°C 水冷	703 ± 30	830 ± 50
H	炭素工具鋼 4 種 JIS 4401(1965)SK-4	C 0.90~1.00, $S_i < 0.35$ $M_n < 0.50$, $P < 0.030$, $S < 0.030$	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 600°C 空冷	230 ± 10	250 ± 10
I	炭素工具鋼 4 種 JIS G 4401(1965)SK-4	C 0.90~1.00, $S_i < 0.35$ $M_n < 0.50$, $P < 0.030$, $S < 0.030$	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 500°C 空冷	320 ± 10	330 ± 10
J	〃	〃	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 400°C 空冷	450 ± 10	440 ± 10
K	〃	〃	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 320°C 空冷	550 ± 10	590 ± 10
L	〃	〃	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 250°C 空冷	700 ± 10	730 ± 10
M	〃	〃	水焼入 790°C 水冷 焼もどし 200°C 空冷	805 ± 10	860 ± 10
N	〃	〃	水焼入 790°C 水冷	920 ± 10	950 ± 10

フェーシングした溶接肉盛材を成形した直径 30mm、長さ 300mm の丸鍋から計 14 種類を選定し、金属供試体とした。なお、試料土砂礫および金属供試体の一例を写真-1.1.1 および写真-1.1.2 に示した。土砂礫の粒度分布は金属との摩耗試験によって土砂礫自身の摩滅および破碎によって粒度構成が異なるため、試験前および試験後についてふるい分け試験を行い、それぞれについて粒径範囲、平均粒径、均等係数および曲率係数を算定した。なお、ショア硬さ試験は、それぞれ 100 個の砂礫について実測し、その平均値を示した。また、金属供試体については、試験前と試験後のビッカース硬さを測定し、土砂摩耗による金属の加工硬化の影響について調査した。

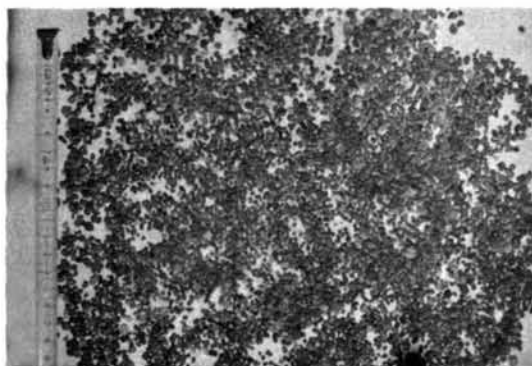


(a) 碎石 (粒径 0.1 ~ 5.0 mm)

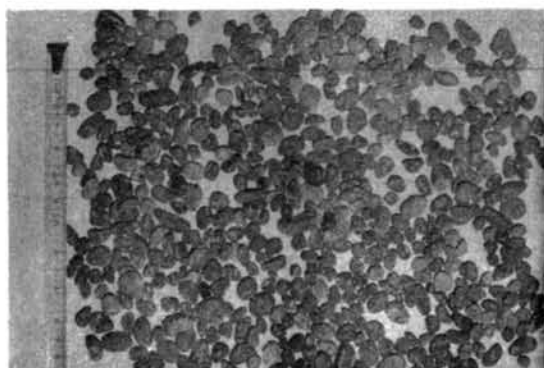
(b) 碎石 (粒径 4.0 ~ 15.0 mm)



(c) 碎石 (粒径 $10 \sim 20 \text{ mm}$)



(d) 碎石 (粒径 $1.0 \sim 5.8 \text{ mm}$)



(e) 玉石 (粒径 $4.7 \sim 15 \text{ mm}$)



(f) 砂利 (粒径 $10 \sim 25 \text{ mm}$)

写真-11.1 試料土砂礫の一例

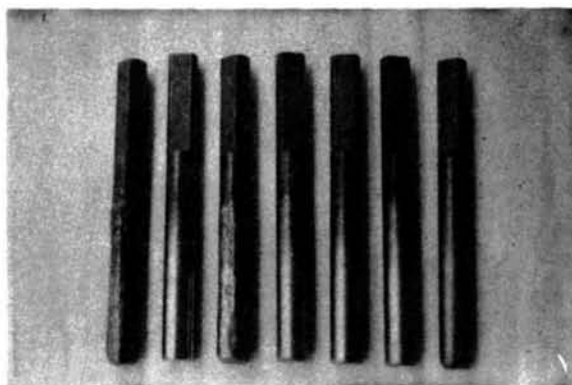


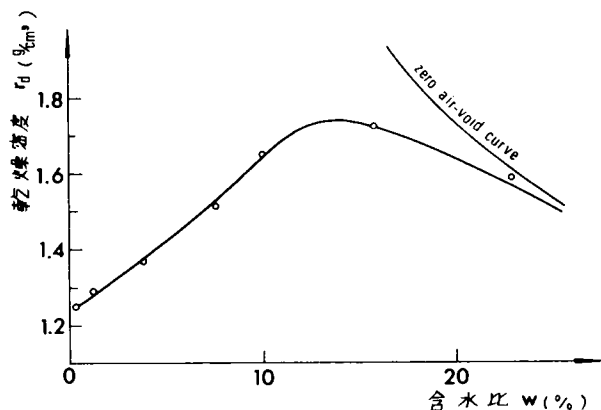
写真-11.2 金属供試体の一例

1 1.2.2 実験装置およびその方法

本実験に使用した摩耗試験機の構造と性能および金属供試体である丸鋼の支持方法については、すでに第7章においてその概略について説明した。円環土槽上を回転する台車上に設置された外径80.0 cmの回転円板は5PSの無段変速機付モータによって駆動されており、金属供試体である丸鋼の走行速度を50 cm/secから240 cm/secまで6段階に変速させた。まず、種々の含水比で砂礫を円環土槽内に充てんし、ローラによって転圧締固めた。試料土面より鉛直方向に丸鋼を約8 cm貫入させ、台車とともに丸鋼をとりつけた回転円板を回転させ、走行速度および丸鋼の硬さとともに締固め含水比の金属の摩耗におよぼす影響について実験を行った。つぎに、碎石粒子(粒径範囲4.0~15.0 mm)による金属の摩耗に及ぼす含水状態の影響について実験を行った。すなわち、乾燥状態、湿潤状態および水浸状態における金属の摩耗量を比較するとともに、含水比の掘削抵抗に及ぼす影響および摩耗量と丸鋼の走行速度および硬さとの関係について明らかにした。なお、土砂礫の水浸状態における丸鋼の摩耗量とその走行速度および硬さとともに土砂礫の諸特性について、その相関性を求めるために実験による解析を行った。この場合、前表-1.1.1に示した7種類の試料土砂礫をそれぞれ縦1.5 m、横1.5 m、深さ1.0 mの容器内に充てんし、試料土面より鉛直に約8 cm丸鋼を貫入させた状態で台車を固定させ、その容器の直上で丸鋼をとりつけた回転円板のみを回転させ、摩耗試験を行った。上記のすべての実験において、丸鋼に作用する掘削抵抗は丸鋼支持具に貼りつけたペーパゲージによる歪量から実測し、金属の摩耗に及ぼす重要な因子として解析した。なお、丸鋼の摩耗量は一定の速度で1時間ないし3時間摩耗させた後、エーテルやアセトンで清浄し、その重量変化を計量した。天秤は秤量10キログラム、感量10ミリグラムの大型化学天秤を使用し、摩耗量は数百ミリグラム以上の重量差で計測できるように、摩耗の試験時間を調節した。また、本実験に使用した丸鋼はすべて定常摩耗領域にあるものであり、初期摩耗状態である加工硬化による硬さ変化およびエッジ部の形状変化による影響は無視できる。

1 1.2.3 種々の含水比で締固めた砂礫による丸鋼の摩耗試験

砂礫の締固め含水比と乾燥密度との関係を図-1.1.1に示した。摩耗試験を実施するにあたり、試料土の締固め含水比は1.2%、4.0%、10.0%および23.0%の4段階とした。また、台車の回転による丸鋼の走行速度は、回転円板が静止している場合、7.8 cm/secとし、丸鋼を同時に3本、円板の中心角120°の間隔でとりつけ、摩耗試験に供した。



(1) 掘削抵抗と走行速度、含水比との関係

図-1.1.1 締め固め曲線(琵琶湖砂)

丸鋼が土槽中を走行するときの軌跡はトロコイド曲線を描くので、掘削抵抗は正弦波に似た波状抵抗を示す。この場合の掘削抵抗は、3本の供試体を同時に稼働させ、それぞれの供試体を1本に作用する抵抗力であり、この場合、金属の摩耗量に最も相関性が高いと判定された掘削抵抗の最大値の平均値を F_{max} として整理を行った。丸鋼の走行速度 v と F_{max} との関係は図-1.1.2に示したとおりであり、それぞれ異なる軌跡を描いているにもかかわらず、乾燥状態においては F_{max} は速度 v にはあまり依存しないようである。しかし、次図からも明らかなように含水比が増大するとともに、速度効果は顕著にあらわれている。つぎに、締固め含水比 w と F_{max} との関係を走行速度 v をパラメータとして図示すると、図-1.1.3がえられた。掘削抵抗 F_{max} は含水比10パーセント付近で最大値をとっており、前図-1.1.1に示した締固め曲線と対応して最大乾燥密度を与える最適含水比において、試料土のせん断抵抗が最も大きくなっていることを裏付けるものである。また、走行速度の小さい範囲における掘削抵抗の大きさは各含水比に対してそれぞれの乾燥密度の大きさとよく対応している。

(2) 摩耗量と硬さ、締固め含水比および走行速度との関係

金属の供試体は、この場合、前表-1.1.2に示すAB……Gの計7本の丸鋼を使用した。各締固め含水比に対して、これらの金属の硬さがその摩耗量に及ぼす影響について試験を行った結果を図-1.1.4(a)~(d)に示した。この場合、摩耗量の単

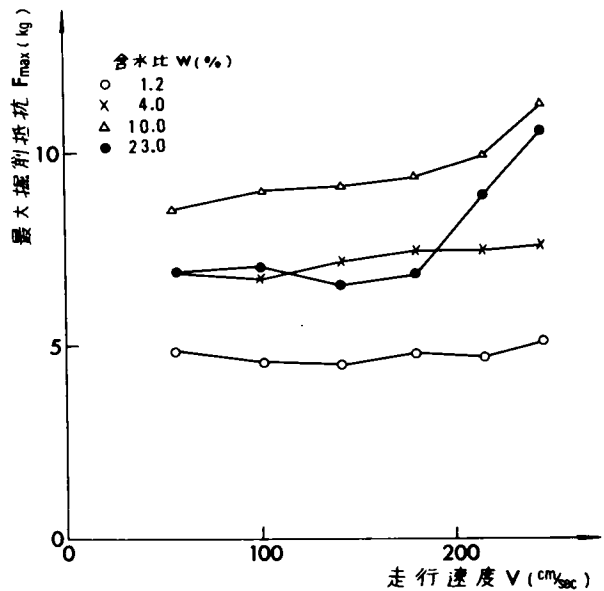


図-11.2 種々の含水比に対する最大掘削抵抗 F と走行速度(掘削速度) v の関係(琵琶湖砂)

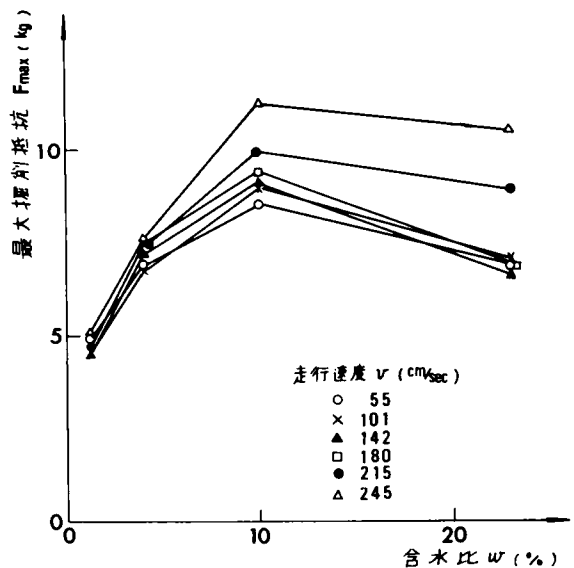
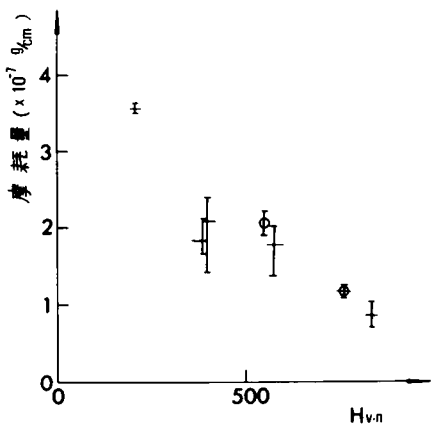
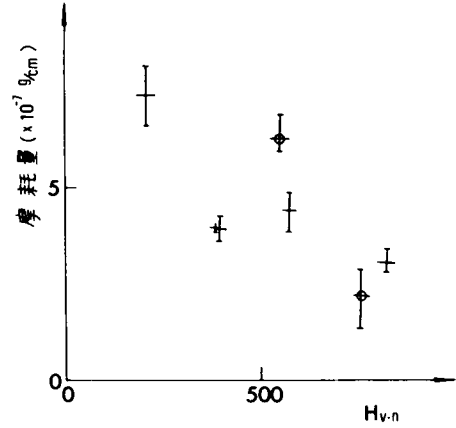


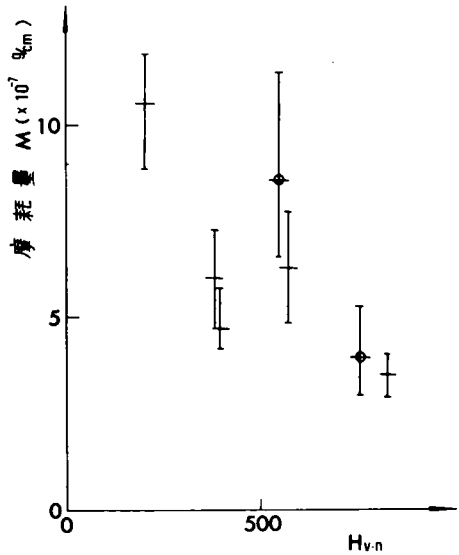
図-11.3 種々の走行速度に対する最大掘削抵抗 F_{max} と含水比 w の関係(琵琶湖砂)



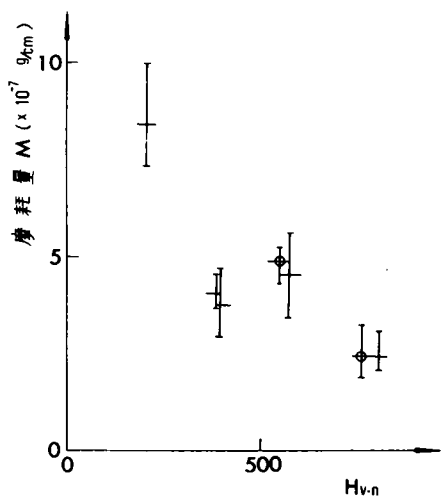
(a) 含水比 $w=1.2\%$



(b) 含水比 $w=4.0\%$



(c) 含水比 $w=10.0\%$



(d) 含水比 $w=23.0\%$

図-11.4 種々の含水比に対する摩耗量Mとピッカース硬さ $H_{v.n}$ との関係(琵琶湖砂, $v=180\text{cm/sec}$)

位は、計量した摩耗重量を全走行距離で除した値として、単位走行距離あたりの摩耗重量 (g/cm) で整理を行った。一般に、摩耗量は硬さに反比例して減少しているが、焼き戻し処理を施した $H_v 385$ および 395 の丸鋼の摩耗量がその硬さに比較して非常に小さい値を示している点に注目する必要がある。一般に、焼入れ処理を施した鋼は硬く脆いが、焼きもどし処理を施せば鋼の靱性は大になるが硬さは減少する。すなわち、摩耗量は金属の硬さが高くなるほど減少するが、熱処理によってある程度以上硬さを上昇させれば、靱性の高い材料の方が耐摩耗性を増大させることがで

きる。なお、溶接肉盛材であるH_v550および760の丸鋼の他の熱処理した丸鋼に比して摩耗量は比較的大きい値を示している。中でもH_v550の方がH_v760に比して耐摩耗性が低いのは前者が低炭素鋼であり、後者が高炭素鋼であるためと考えられる。

さて、未処理の丸鋼であるH_v205の供試体について、丸鋼の摩耗量とその走行速度との関係を各含水比に関して図示すると、図-11.5がえられた。また、丸鋼の摩耗量と締固め含水比との関係は図-11.6に示したように、前述の掘削抵抗と同様な傾向を示し、最大乾燥密度を与える最適含水比において最も摩耗量は増大している。この場合、図-11.6において、丸鋼の走行速度を

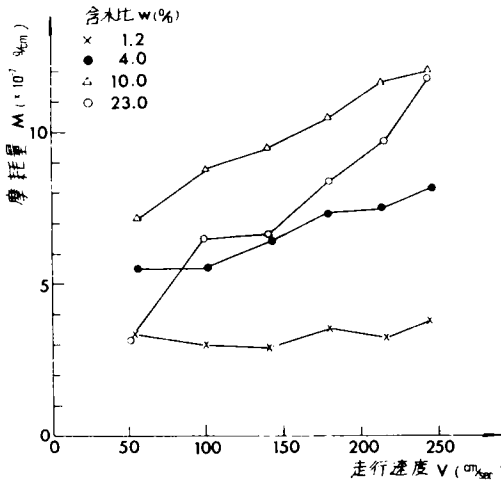


図-11.5 種々の含水比に対する摩耗量Mと走行速度Vの関係 (H_{v-n}=205, 琵琶湖砂)

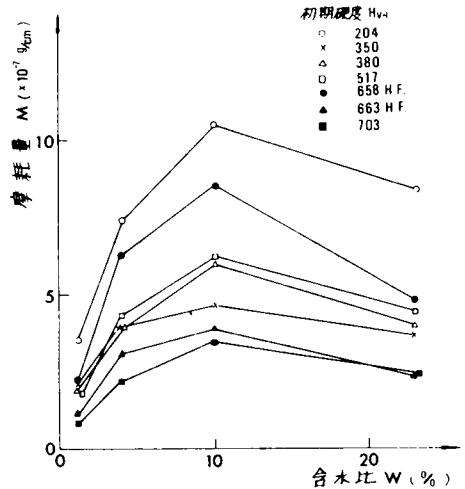


図-11.6 種々の硬さに対する摩耗量Mと含水比wの関係 (v=180cm/sec, 琵琶湖砂)

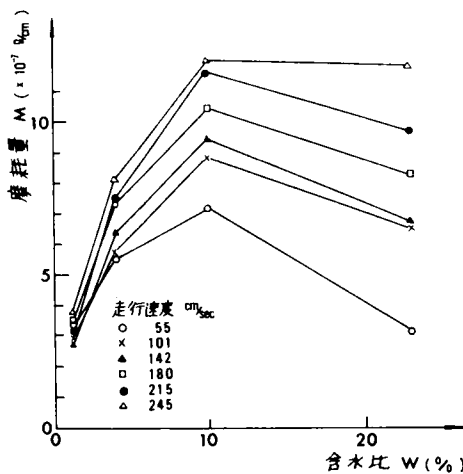


図-11.7 種々の走行速度に対する摩耗量Mと含水比wの関係 (H_{v-n}=205, 琵琶湖砂)

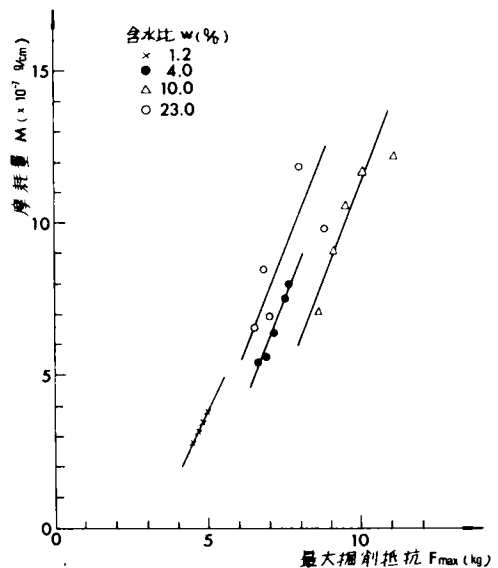


図-11.8 種々の含水比に対する摩耗量Mと最大掘削抵抗F_{max}の関係 (H_{v-n}=205, 琵琶湖砂)

180cm/secとして、種々の硬さに対して整理したものである。

(3) 摩耗量と掘削抵抗の関係

図-1.1.7は、丸鋼の硬さを $H_v=205$ とし、種々の走行速度に対して摩耗量と締固め含水比の関係を示した。このとき、同時に測定した掘削抵抗と丸鋼の摩耗量との関係について、含水比をパラメータとして再整理すると、図-1.1.8がえられた。いずれの含水比に対しても、掘削抵抗と摩耗量の関係はほぼ直線関係で対応している。また、両者の関係を金属の硬さに対して整理すると図-1.1.9となり、走行速度に対して図-1.1.10をえた。以上の3通りの図より明らかなように、丸鋼の摩耗量と最大掘削抵抗との間には、いずれの場合にも直線関係があり、一般に次式で示す実験式が成立する。

$$M \propto F_{max} - F_0 \quad (11.2)$$

ここに、 M は丸鋼の摩耗量、 F_{max} は最大掘削抵抗であり、 F_0 は金属の摩耗を発生せしめない限界掘削抵抗である。

1.1.2.4 碎石による丸鋼の摩耗に及ぼす水の影響

碎石（粒径4.0～15.0mm）を円環土槽内に充てんし、自然乾燥状態と含水比2.4パーセントの湿潤状態および試料碎石を完全に水没させた水浸状態において転圧し、前節と全く同様の方法で実験を行った。この場合、金属の供試体としては、同一の材質SK-4を熱処理した前表-1.1.2に示したHI……Nの計7本の丸鋼を使用した。なお、この実験においては丸鋼端部のエッジ部分の影響を除去するため、その部分にキャップを取りつけ、エッジ部が摩耗するのを防止した。本実験においては、粒径の大なる碎石を対象として、まず、乾燥、湿潤および水浸状態について速度の掘削抵抗におよぼす影響を明らかにした。つぎに、種々の

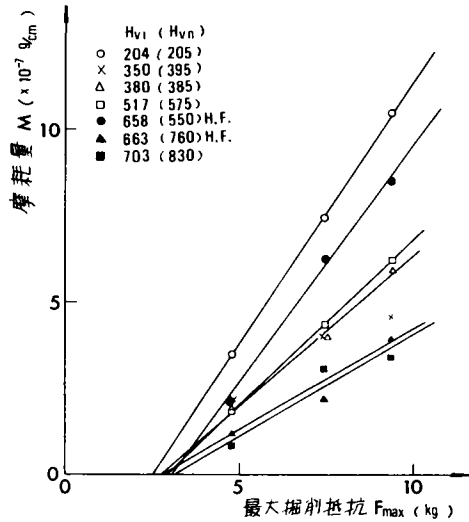


図-11.9 種々の硬さに対する摩耗量 M と最大掘削抵抗 F_{max} の関係 ($v=180\text{cm/sec}$, 琵琶湖砂)

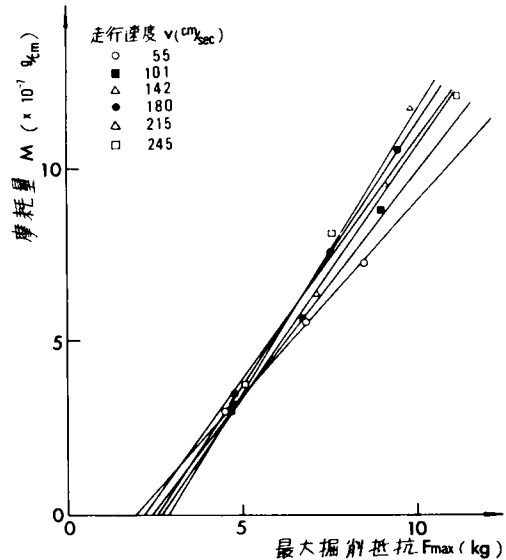


図-11.10 種々の走行速度に対する摩耗量 M と最大掘削抵抗 F_{max} の関係 ($H_v=205$, 琵琶湖砂)

場合について掘削抵抗と摩耗量の関係を明らかにし、掘削抵抗が同じ大きさを示す場合について、種々の金属硬さに対応して、各含水状態の丸鋼の摩耗量の差異に及ぼす影響について検討した。

(1) 掘削抵抗と走行速度との関係

図-11.11は各含水状態に対して、丸鋼に作用する平均掘削抵抗と走行速度の関係を示したものである。乾燥状態では走行速度の増大とともに、掘削抵抗も一樣に増大している。しかし、湿潤状態ではその現象は複雑であり走行速度が100cm/secの近傍で一度減少した後、再び増大していく傾向が推察される。一方、水浸状態においては走行速度の増大とともに著しく掘削抵抗が上昇し、低速度域における掘削抵抗が他の含水状態と比べて小さい値を示しているのに反し、高速度域においては乾燥状態におけるよりも大きい値を示した。また、湿潤状態においては、いずれの走行速度に対しても掘削抵抗が最も大きい値を示しているのは、転圧ローラによる締固め効果が

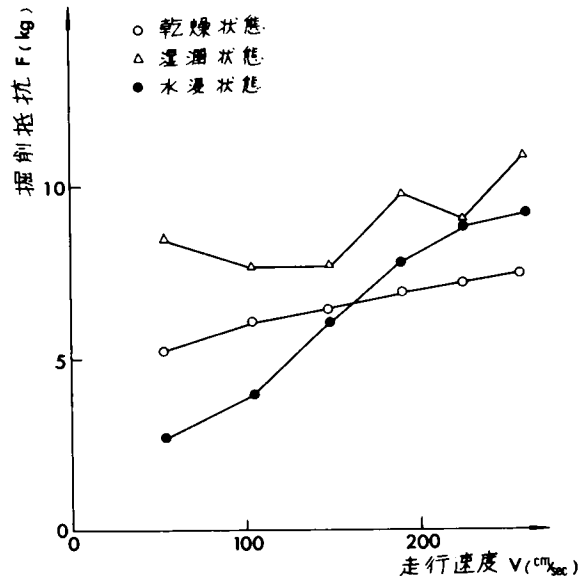


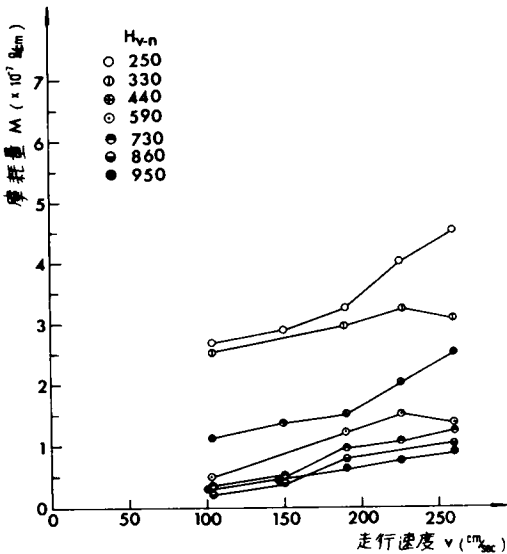
図-11.11 種々の含水状態に対する掘削抵抗Fと走行速度Vとの関係(碎石4.0~15.0mm)

最もよく発揮されているためと考えられる。試験の結果、試料碎石の乾燥密度は湿潤状態(含水比2.4%)において $1.44g/cm^3$ 、乾燥状態で $1.41g/cm^3$ であり、水浸状態(含水比37.7%)において $1.34g/cm^3$ であった。

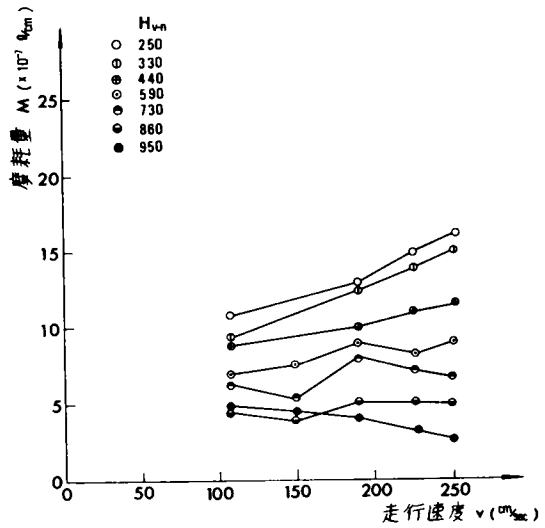
一般に、丸鋼に作用する掘削抵抗を試料土のせん断抵抗力で表現すると、走行速度がきわめて小さい場合の静的せん断抵抗力と走行速度に關与する動的せん断抵抗力に大別される。この場合、静的せん断抵抗力は前述の乾燥密度と対応するものであり、動的せん断抵抗力は、まず乾燥状態と水浸状態では速度に比例して増大している。この場合、水浸状態においては走行速度の増大とともに試料碎石は急激な膨張を引き起こすために、間げき水圧は負圧となり、有効応力の増大とともに碎石粒子間のせん断抵抗力は著しく増大するので、乾燥時に比してその上昇勾配が大となるのである。一方、湿潤状態においては、前述したように、締固め密度が他の含水状態と比べて高いために、掘削前の密度と掘削によるせん断破壊後の密度との差が大きくなり、転圧直後の強度と破壊後の強度との差が他の含水状態に比して増大する。また、3本の供試体による軌跡は互いに重複し、回転円板の回転数が増大するほど台車の走行速度が一定であるために試料碎石の破壊が促進され、強度低下は著しくなる。そのために、静的せん断抵抗力は走行速度の増加とともに減少する。この現象と動的せん断抵抗力が走行速度に比例して増大する現象とが重合するために、湿

潤状態に特有な掘削抵抗と速度の関係、すなわち、掘削抵抗が走行速度 100 cm/sec の近傍で一度減少した後再び増大していく現象を呈したのである。他方、乾燥および水浸状態においては、かなりゆるい状態で堆積しているために、先行する丸鋼による破壊による影響が湿潤状態に比べて少ないため、走行速度の増大とともに掘削抵抗は順調に増大するのであると考えた。

(2) 摩耗量と掘削抵抗との関係



(a) 乾燥状態



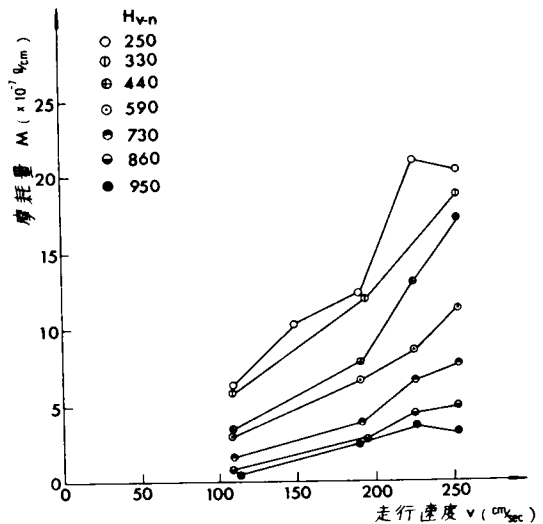
(b) 湿潤状態

丸鋼の摩耗量と、これを支配する重要な因子の一つである掘削抵抗との関係について種々の角度より検討する。まず、摩耗量と走行速度との関係について、各含水状態に対して、丸鋼の硬さをパラメータとして図示すると図-1.1.1.2(a), (b), (c)をえた。乾燥および湿潤状態においては、走行速度との相関性は明確でないが、一方水浸状態においては速度効果が著しく発揮されており、摩耗量は走行速度とともに増大することが判明した。これを、両対数紙上に再プロットすると、図-1.1.1.3がえられ、つぎの実験式が成立した。

$$M = K \cdot V^n \quad (\text{水浸状態})$$

(11.3)

図-11.12 種々の金属硬さおよび含水状態に対する摩耗量Mと走行速度vの関係(碎石4.0~15.0mm)



(c) 水浸状態

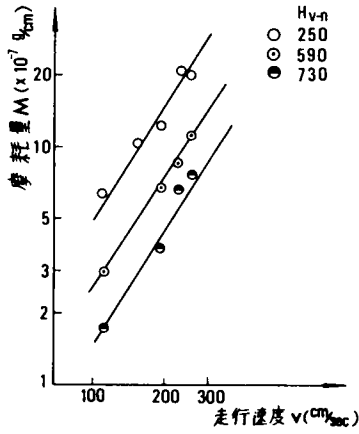
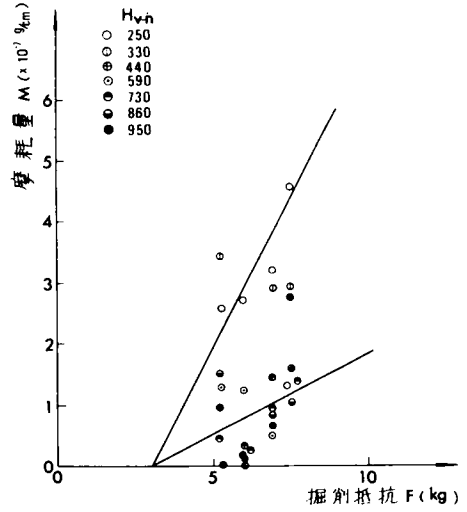
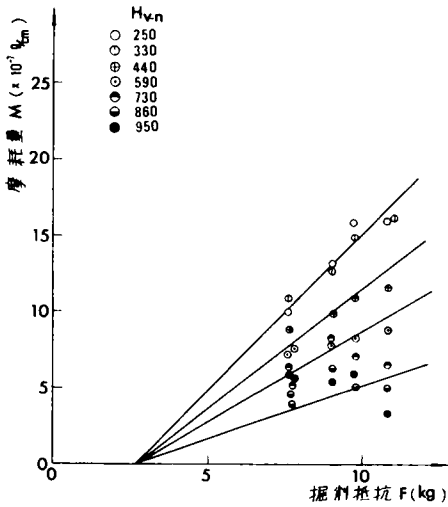


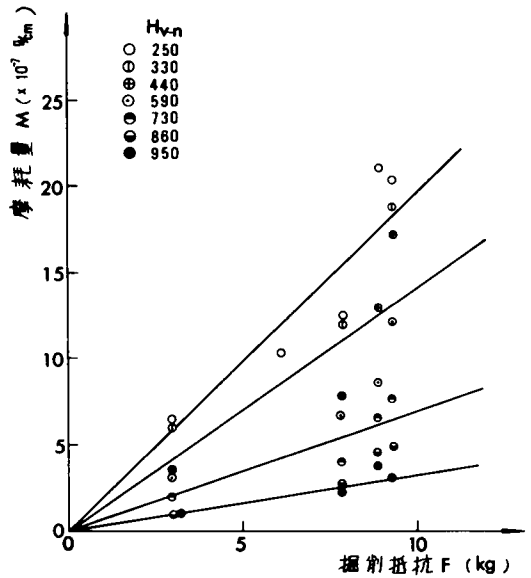
図-11.13 摩耗量 $\log M$ と走行速度 $\log V$ の関係
(水浸状態, 碎石4.0~15.0mm)



(a) 乾燥状態



(b) 湿潤状態



(c) 水浸状態

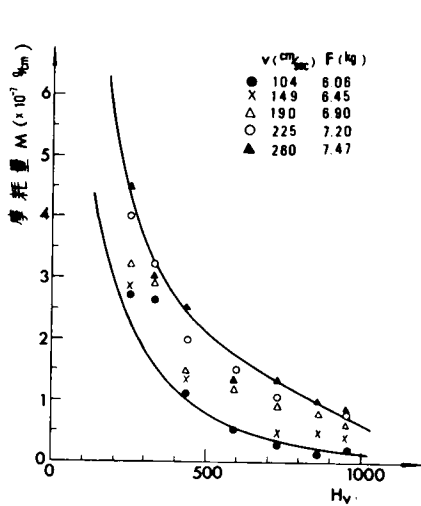
図-11.14 種々の金属硬さおよび含水状態に対する摩耗量 M と掘削抵抗 F の関係 (碎石4.0~15.0mm)

ここに、 M は丸鋼の摩耗量であり、 V はその走行速度である。 K は比例定数であり、この場合、金属の硬さによって変化する。また、指数 n は、水浸状態における本実験においては、1.5をえた。

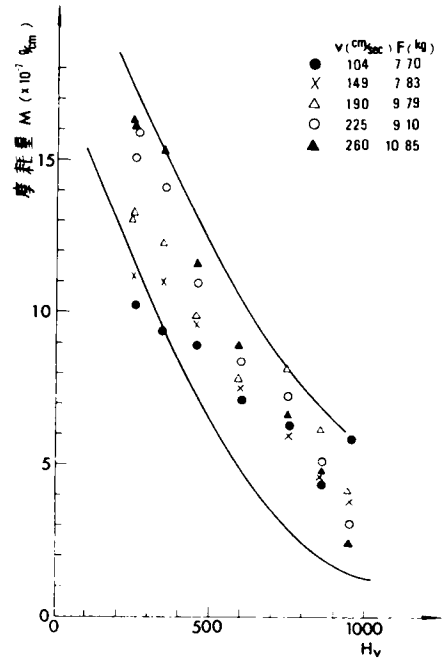
また、前図-1.1.1より各含水状態に対する摩耗量と掘削抵抗の関係を硬さをパラメータとして図示すると、図-1.1.4(a), (b), (c)がえられた。多少のばらつきはあるが、いずれの場合にも、

摩耗量は掘削抵抗に比例して増大していることは明らかであり、前式(11・2)に導いた実験式がそのまま成立することが、回帰分析を行った結果判明した。

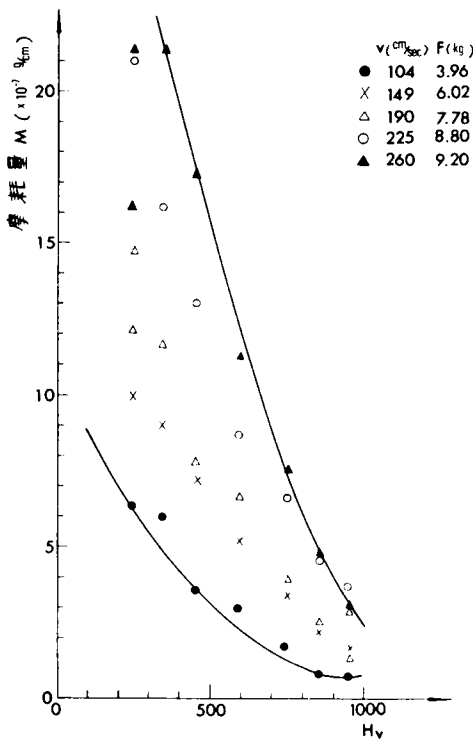
(3) 摩耗量と硬さとの関係



(a) 乾燥状態



(b) 湿潤状態



(c) 水浸状態

各含水状態に対して、丸鋼の摩耗量とその硬さの関係について、走行速度および掘削抵抗をパラメータにとって図示すると図-11.15 (a), (b), (c)がえられた。若干のばらつきはあるが、摩耗量が硬さに反比例して減少することは明白であり、前図-11.4と同様に第4章において展開した理論式(4・12)および(4・14)を実証するものである。

つぎに、同じ掘削抵抗の値に対して、それぞれの丸鋼の硬さについて摩耗量と硬さの関係を各含水状態に関して明白にすることにより、摩耗に及ぼす水の影響による他の因子について検討した。前図-11.15より、掘削抵抗が7kgおよび9kgを選定し、各場合についての摩耗量を読みとり、図-11.16を作成した。

図-11.15 種々の走行速度(掘削抵抗)および含水状態に対する摩耗量と金属硬さとの関係(碎石4.0~15.0mm)

丸鋼の硬さが十分高くなると含水状態による差異は少なくなるが、一般に、いずれの硬さに対しても水浸状態における摩耗量が最も大きく、ついで湿潤状態、乾燥状態の順に小さくなっている。この場合、水浸状態における摩耗量は乾燥状態の4～5倍であり、湿潤状態においては乾燥状態の2～3倍の大きさを示した。このような差異を生ずる原因については後述する。

1.1.2.5 水浸状態における種々の砂礫・玉石による丸鋼の摩耗特性

ここでは、前表-1.1.1に記した種々の試料土砂礫・玉石を水浸状態にした場合について、これらの砂礫特性が丸鋼の摩耗量に及ぼす影響について、丸鋼に作用する掘削抵抗と速度の関係および各種の金属硬さを有する丸鋼の摩耗量と走行速度の関係について明らかにし、試料土の粒度分布や形状特性などの摩耗量に及ぼす影響について検討した。

(1) 砂礫による摩耗試験

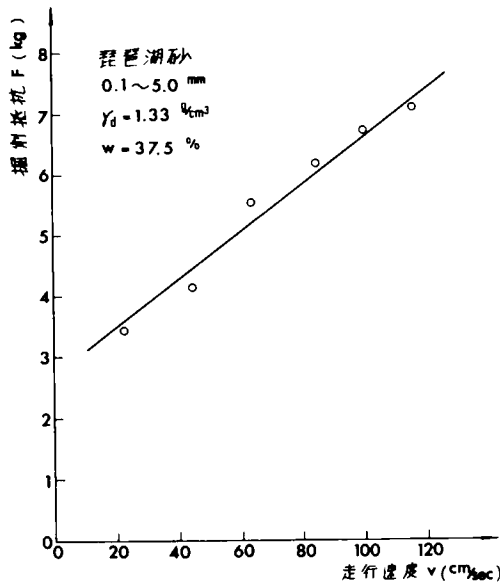


図-11.17 掘削抵抗Fと走行速度vの関係 (琵琶湖砂, 水浸状態)

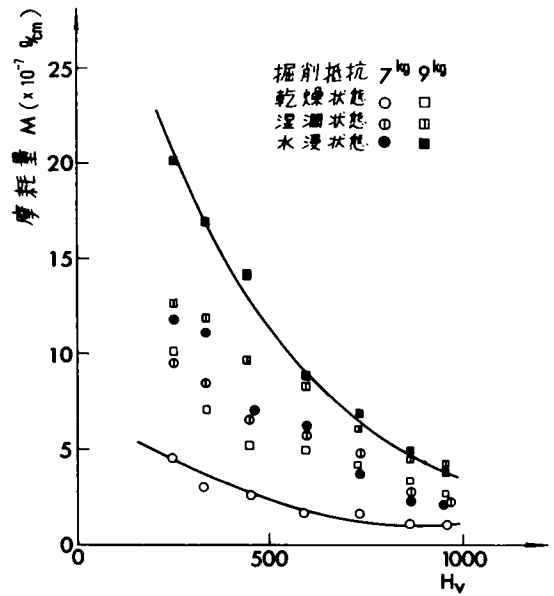


図-11.16 種々の含水状態について一定の掘削抵抗に対する摩耗量と金属硬さの関係 (砕石4.0~15.0mm)

水浸状態において、自然に堆積させたままの砂礫は、乾燥密度 $1.339/cm^3$ 、含水比 37.5% であった。この中に丸鋼を貫入させ走行させる

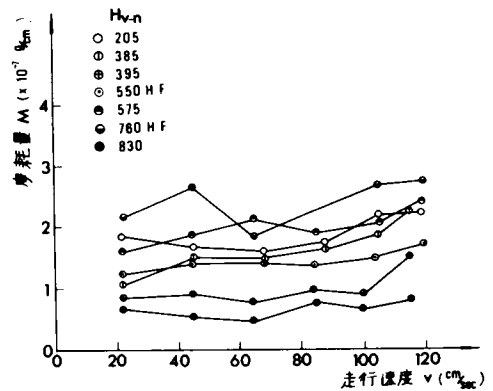


図-11.18 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係 (琵琶湖砂, 水浸状態)

場合の掘削抵抗と走行速度との関係は図-1 1.1 7に示すとおりであり、速度の増加に比例して掘削抵抗は増大している。その原因については、前述したように、水浸した砂が大きなせん断速度でせん断される場合の負の間げき水圧の発生に帰因するものである。また、種々の金属硬さを有する丸鋼の摩耗量と走行速度との関係を図-1 1.1 8に示したが、摩耗量は比較的少なく走行速度との相関性はあまり明瞭でなかったが、走行速度の増大とともに、摩耗量は多少増加していく傾向にある。

(2) 碎石による摩耗試験

粒度範囲の異なる3種類の碎石土砂を、それぞれ水浸状態において小型土槽内に自然堆積させた。この場合の乾燥密度および含水比は、それぞれ粒度範囲0.1~5.0mmにおいて $1.349/cm^3$ 、37.1%であり、粒度範囲4.0~15.0mmにおいて $1.349/cm^3$ 、37.7%であり、粒度範囲10~20mmにおいて $1.239/cm^3$ 、44.0%であった。この場合の丸鋼に作用する掘削抵抗と走行速度との関係は、それぞれ図-1 1.1 9に示したように、一般に走行速度の増加とともに掘削抵抗は増大するが、粒度の小さい場合には速度効果はあまり発揮されていないことが判明した。また、掘削抵抗の大きさは、碎石土砂のせん断抵抗力に依存することが乾燥密度その他から推察された。つぎに、それぞれの碎石土砂について、種々の金属硬さを有する丸鋼の摩耗量と走行速度との関係を図示すると図-1 1.2 0 図-1 1.2 1および図-1 1.2 2がえられた。摩耗量に及ぼす速度効果は、碎石の粒径が増大するほど顕著に発揮されている。とくに、粒度範囲4.0~15.0mmと10~20mmを比較すると、掘削抵抗の大きさはかなり近似しているのに対して摩耗量に相当の差がでているが、これ

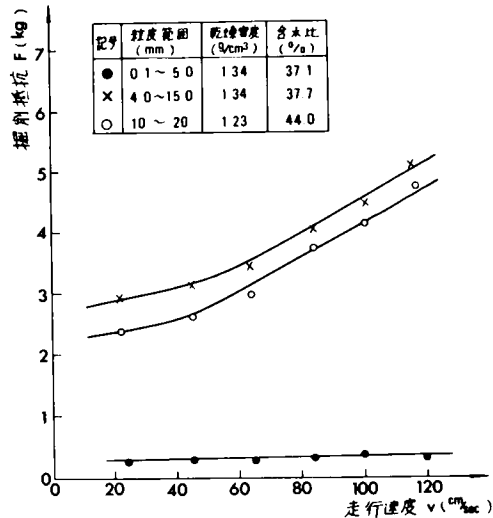


図-11.19 種々の粒度範囲を有する碎石土砂に対する掘削抵抗Fと走行速度Vの関係(水浸状態)

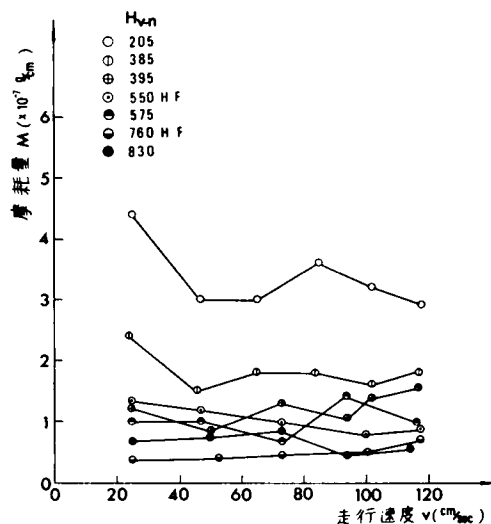


図-11.20 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係(0.1~5.0mm碎石土砂、水浸状態)

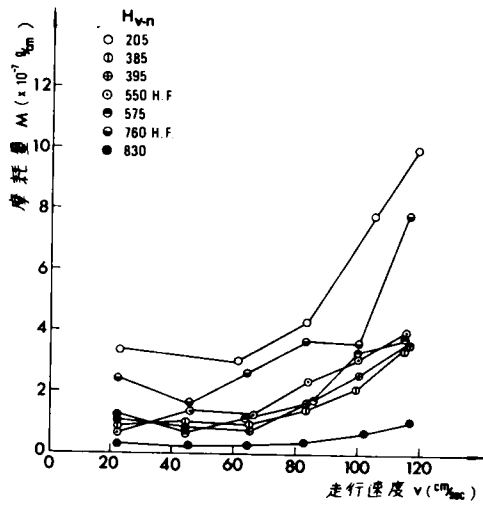


図-11.21 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係(4.0~15.0mm 碎石土砂, 水浸状態)

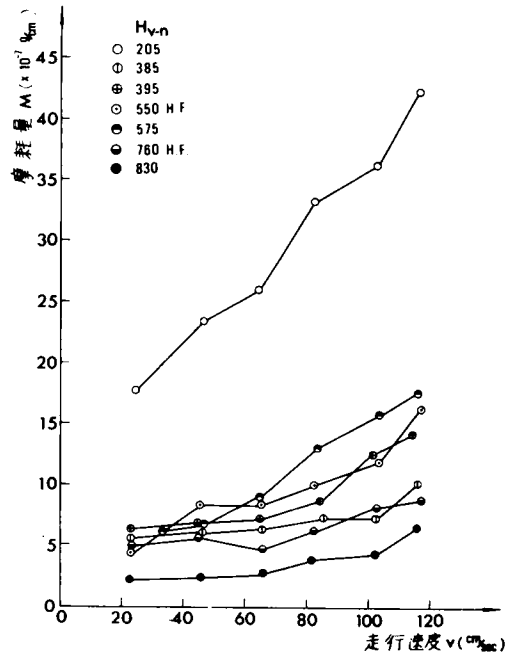


図-11.22 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係(10~20mm 碎石土砂, 水浸状態)

は粒径による影響が顕著に発揮されていることを示している。これは、金属の材質や熱処理の方法が異なるために、碎石土粒子による貫入力が增大するほど金属の剥離率やひっかき硬さの差が大きく影響し、単なるビッカース硬さだけでは摩耗量の大小を論ずることはできないことを意味する。

(3) 玉石・砂利による摩耗試験

乾燥密度および含水比は、それぞれ、粒度範囲1.0~5.8mmの玉石で1.68g/cm³, 23.5%, 粒度範囲4.7~15.0mmの玉石で1.69g/cm³, 22.9%および粒度範囲10~25mmの砂利で1.41g/cm³, 33.0%であった。丸鋼に作用する掘削抵抗と走行速度の関係は、図-11.23に示すとおりであり、走行速度の増大とともに掘削抵抗は増加している。また、掘削抵抗の大きさは、いずれの走行速度に対しても粒径が増大するほど増加する傾向にある。つぎに、それぞれの玉石および砂利について、種々の金属硬さを有する丸鋼の摩耗量と走行速度との関

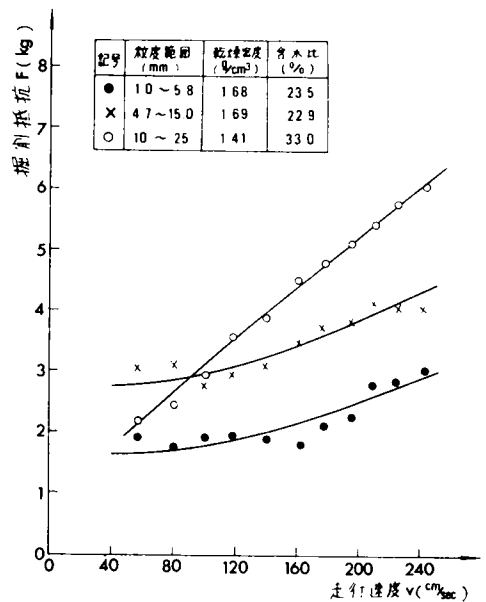


図-11.23 種々の粒度範囲を有する玉石および砂利に対する掘削抵抗Fと走行速度Vの関係(水浸状態)

係を図示すると、図-1.1.2.4、図-1.1.2.5および図-1.1.2.6がえられた。この場合、いずれの粒度分布に対しても摩耗量は走行速度とともに増大しており、とくに未処理鋼である丸鋼（ H_v 205）の摩耗量の大きさは熱処理鋼と比較してきわめて高い値を示している。また、碎石土砂と比

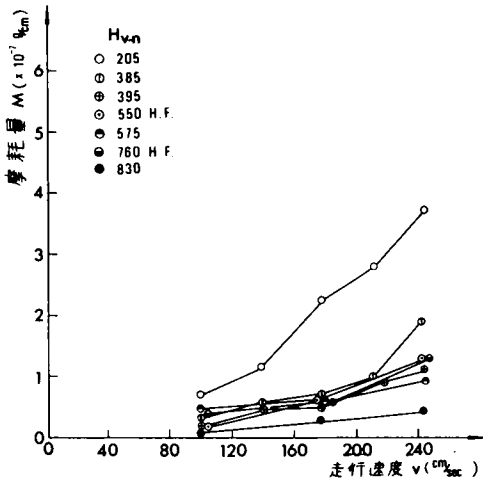


図-11.24 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係(1.0~5.8mm玉石、水浸状態)

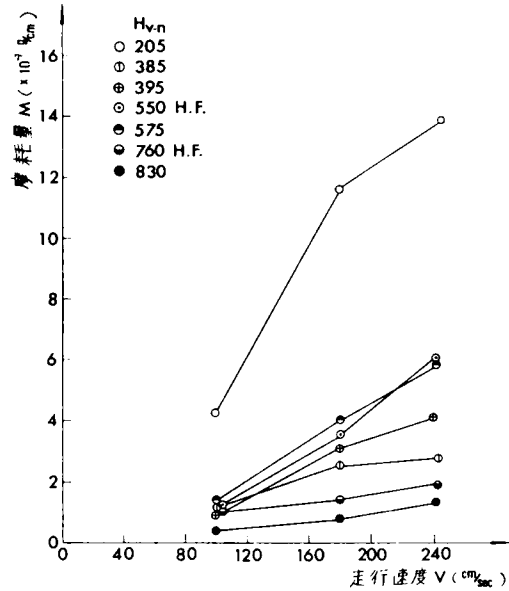


図-11.25 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係(4.7~15.0mm玉石、水浸状態)

較すると、その形状が丸味を帯びているにも拘らず、その乾燥密度およびショア硬さが高いために、全体として摩耗量はほぼ同じ粒度分布を有する場合について碎石土砂よりも高い値を示した。

1.1.3 実験結果とその考察

1.1.3.1 金属の摩耗に及ぼす水の影響

(固結土粒子の場合)

個々の土粒子の挙動に対する自由度を全くなくした固結土粒子を金属面に摺動させる場合の金属の摩耗量に対して、水の存在がどのような影響を与えるかについて実験的考察を行った。まず、固結土粒子として、写真-1.1.3に示した直径2.4.0cmの回転円板上に設置した耐水研摩紙を使用し、乾燥状態および水浸状態の各場合について試験を行った。この場合の研摩砥

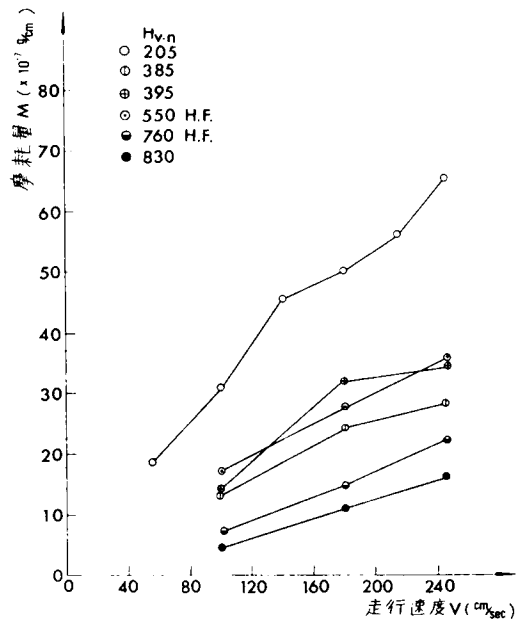


図-11.26 種々の金属硬さに対する摩耗量Mと走行速度Vの関係(10~25mm砂利、水浸状態)

粒子は JIS R6001 (1956) で規定されている炭化ケイ素 CC-100 であり、粒度は 210μ のふるいを全部通過するものである。金属試料としては、写真-11.4 に示した直径 20mm 、高さ 25mm の円柱形に成形した炭素工具鋼 SK-3 (ピッカース硬さ H_V250) を使用し、これを回転する研摩紙の直上に設置し、荷重を直接載荷することによって接触摺動させ摩耗試験を行った。このときの摺動速度は $136, 544$ および 980 cm/sec の3段階とし、金属面と研摩紙との間の接触面圧は 0.832 kg/cm^2 までの種々の値に対して試験を行い、金属の摩耗量に及ぼす水の影響について明らかにした。この実験の結果は図-11.27 (a), (b), (c) で示すように、いずれの摺動速度および接触面圧に対しても金属の摩耗量は乾燥状態における方が水浸状態よりも大きな値を示している。この原因について、金属面と研摩紙粒子との間に発生する摩擦温度が考えられる。次節においては、主として、この点について



写真-11.3 摩擦温度測定用回転式研摩装置

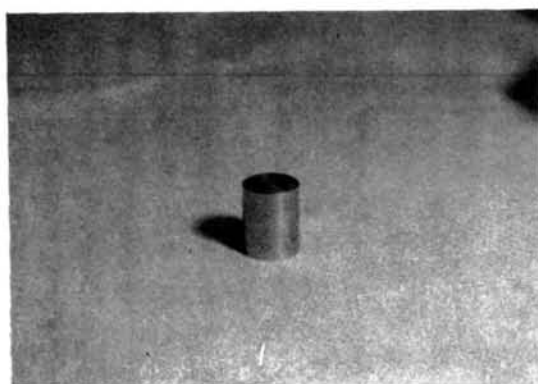
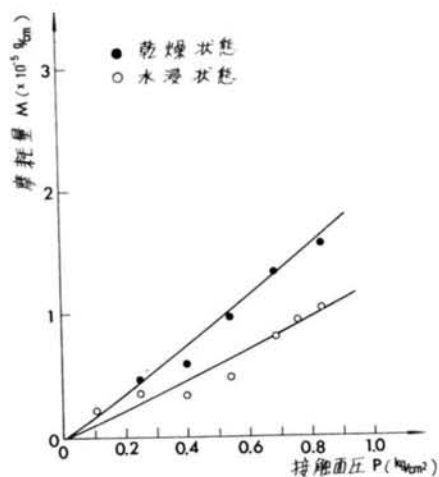
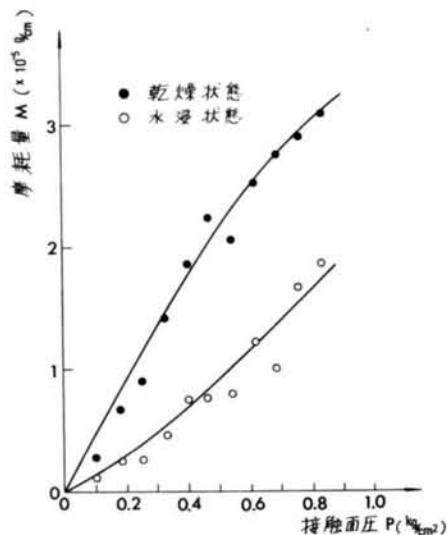


写真-11.4 摩擦温度測定用金属供試体



(a) 摺動速度 136 cm/sec

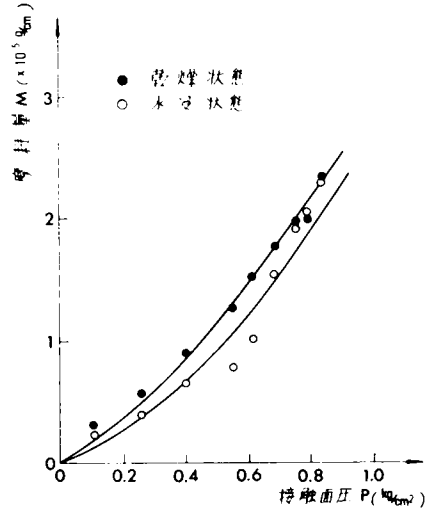


(b) 摺動速度 544 cm/sec

て実験的考察を行った。

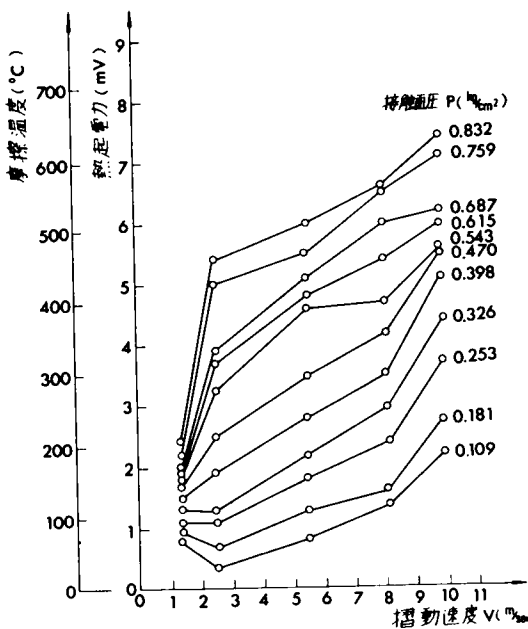
1.1.3.2 固結土粒子と金属との間に発生する摩擦温度の測定

ここでは、摩擦温度が摩擦量に及ぼす影響について考察する。実験装置は前節と同じであるが、研摩紙は、JIS R6001(1956)で規定されている熔融アルミナ1級AA-40・60・100および150であり、それぞれ粒度は740 μ 、420 μ 、210 μ および149 μ のふるいを全部通過するものである。金属材料は前述と同じ円筒供試体を使用した。摺動面に発生する摩擦温度を測定するために、供試体の中央部に直径5mmの穴を摺動面より1.0mmの位置まであけて熱電対を挿入し、金属摩擦によって熱電対が摺動面に達したときの温度を測定した。この場合の熱電対は白金-白金ロジウム(13%Rh)であり、発生する熱起電力から摩擦温度を求めた。また、研摩砥粒子の摺動速度は9.88m/secまでの種々の値について測定し、接触面圧は、前述と同様に、0.832Kg/cm²までの種々の値について試験した。まず、研摩紙の種々の表面あらさおよび各接触面圧の値に対して、摩擦温度と摺動速度の関係を求めると図-1.1.2.8(a), (b),

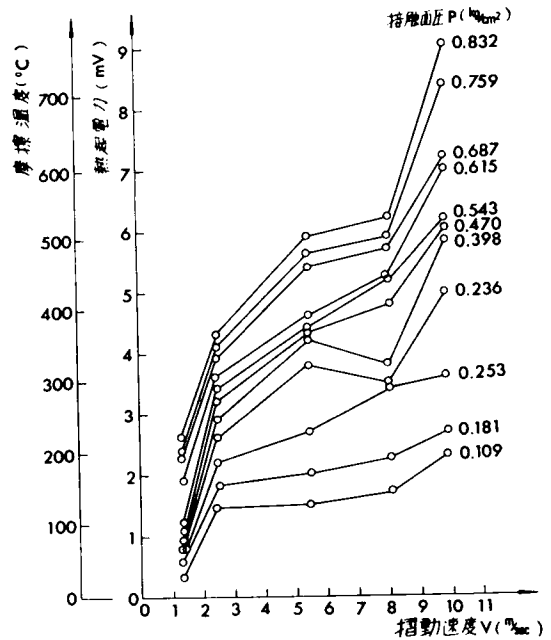


(c) 摺動速度 980cm/sec

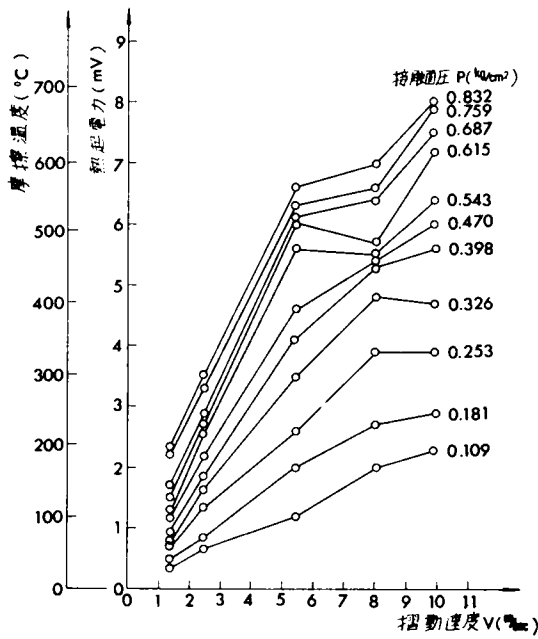
図-11.27 水の有無に対する摩耗量Mと接触面圧Pとの関係



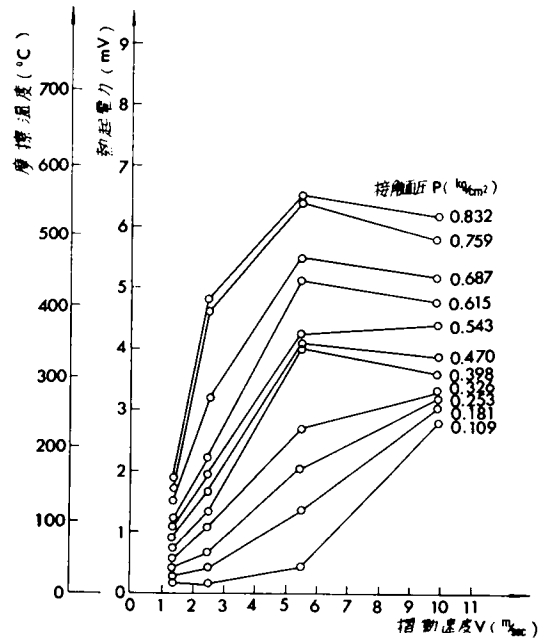
(a) 研摩紙の表面あらさAA-40



(b) 研摩紙の表面あらさAA-60



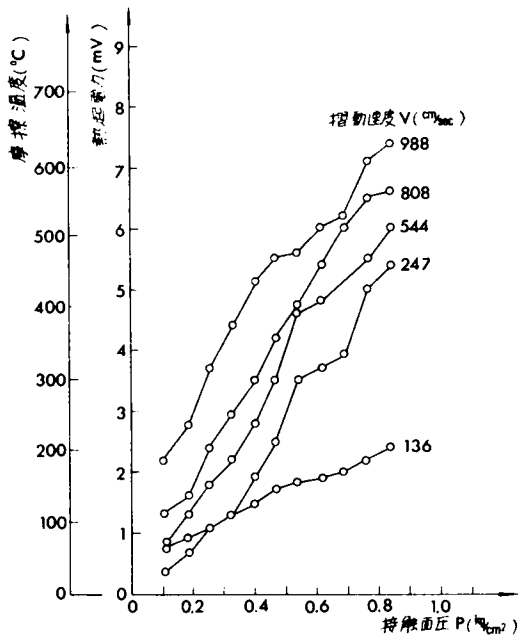
(c) 研摩紙の表面あらさ AA-100



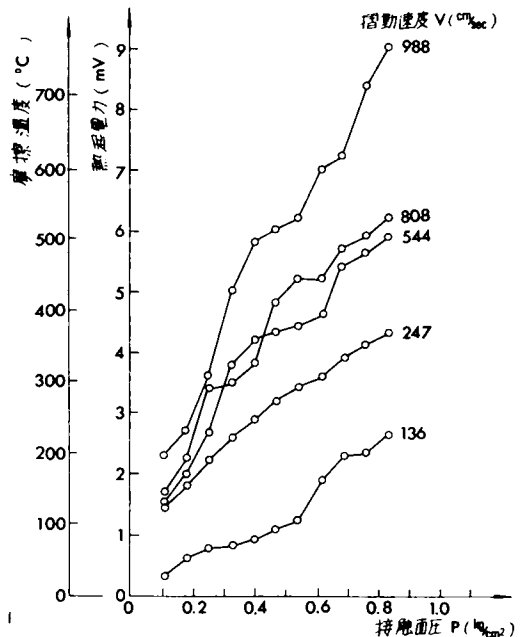
(d) 研摩紙の表面あらさ AA-150

図-1128 種々の表面あらさおよび接触面圧 p に対する摩擦温度 T と摺動速度 V の関係

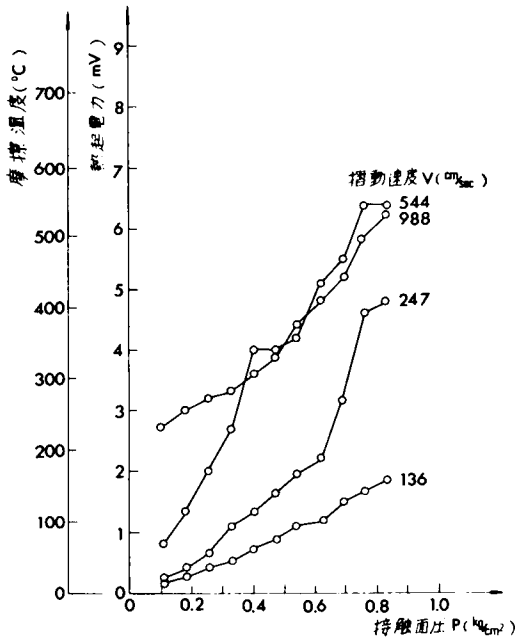
(c), (d)がえられた。また、種々の表面あらさおよび摺動速度の値に対して、摩擦温度と接触面圧の関係を図示したのが図-1.1.2.9 (a), (b), (c), (d)である。これより、摩擦温度は摺動速度および接触面



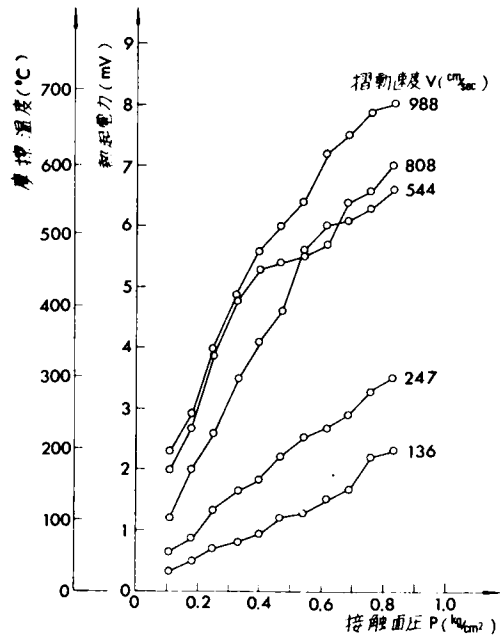
(a) 研摩紙の表面あらさ AA-40



(b) 研摩紙の表面あらさ AA-60



(c) 研摩紙の表面あらさAA-100

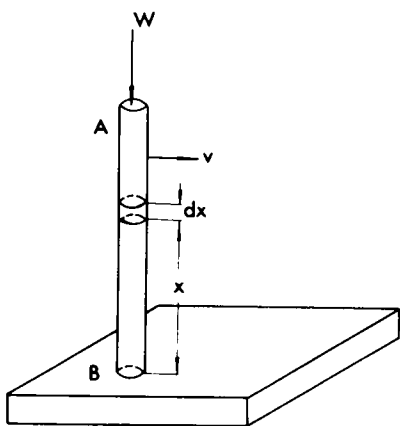


(d) 研摩紙の表面あらさAA-150

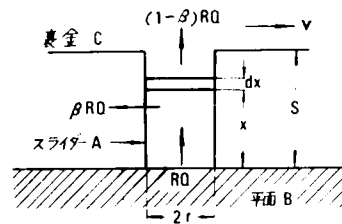
図-11.29 種々の表面あらさおよび摺動速度Vに対する摩擦温度Tと接触面圧pの関係

の増加とともに著しく増大することが判明した。また、表面あらさと摩擦温度との間には顕著な関係はみられず、研摩砥粒子の大きさには関係しないと考えてよい。

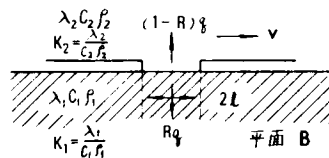
さて、砥粒子と金属面で構成される摩擦面の真実接触点では瞬間的にかなりの高温度になるが、この摩擦面温度を理論的に計算する方法としてF. P. Bowden³⁾、曾田⁴⁾、J. C. Jaeger⁵⁾は



(a) 平面BとスライダAとの摩擦面模型 (F. P. Bowen)



(b) 裏金CをもつスライダAと平面Bとの摩擦面模型(曾田)



(c) 半無限体の平面B上の移動熱源による摩擦面模型(J. C. Jaeger)

図-11.30 砥粒子と金属面との摩擦面模型

図-1 1.3 0 (a), (b), (c)に示す摩擦面模型を設定し、理論解をえている。種々の試算を行ったところ、研磨砥粒子による金属面上の摩擦温度については、J. C. Jaegerの移動熱源の理論が最も真実に近いものであり、その平均値は実測値とかなり一致している。また、最高の摩擦温度は J. C. Jaegerの計算値およびF. P. Bowdenの模型において真実接触面積より推定される温度より考えると、瞬間的にかかなりの温度に達し、金属の溶融点に近い温度となることが認められた。そのために、乾燥時においては、砥粒子による金属面上の摩耗痕での遊離金属の剝離率の増大および熱処理した金属表面硬さの低化などによって摩耗量が増大する。一方、水浸状態において、前述と同じ実験を行った結果、最も荷重な摩擦力を与えた場合にも熱起電力は全く発生せず、水による冷却作用が完全に発揮されていることが実証された。すなわち、固結土粒子による金属面の摩耗量に及ぼす水の影響について考えるとき、乾燥状態における方が水浸状態よりも摩耗量が増大するという実験事実を説明するには摩擦温度および発生熱量が重要な要因となることが判明した。

1 1.3 3 水浸した堆積土砂による金属摩耗量増大の要因

固結土粒子に対する金属面の摩耗量は水浸状態に比して乾燥状態における方が増大することが種々の実験によって実証され、その要因は摩擦温度によって説明された。しかし、ゆるく堆積した砂礫に対する金属の摩耗量については全く逆の現象を示し、乾燥状態に比して水浸状態における方が、かなり摩耗量は増大していることは前図-1 1.1 5および1 1.1 6より明らかである。その原因については、摩擦温度だけでは説明することができず、堆積土砂が金属面上を走行する場合について、乾燥および水浸状態において発揮する諸特性を詳細に解析し考察する必要がある。まず、実験結果より最も顕著な現象として、丸鋼の掘削抵抗に及ぼす速度効果が水浸状態において最も高い値を示したことである。これは、堆積土砂を掘削するときの掘削速度が増大するほど、せん断にともなう土砂の急激な体積膨張により発生する負の間げき水圧が増大し、土粒子間の有効応力が増大するために、せん断抵抗力は見かけ上増大したのである⁷⁾。その増大する割合は、間げき水の透水性および土砂の掘削性に依存するのである。

さて、この場合の掘削抵抗Fに影響を与える諸因子について、相互の関係を定量的に求めるために次元解析を行なった。まず、掘削抵抗に関係する因子として、掘削抵抗F (Kg), 丸鋼の幅b (cm), 掘削深さz (cm), 土砂の単位体積重量 γ (Kg/cm³), 切削強度指数 e_s (Kg/cm³)⁶⁾, 透水係数k (cm/sec), 丸鋼の走行速度v (cm/sec)および重力の加速度g (cm/sec²)を考える。これらの物理量の間関係は、ある関数形

$$f(F, b, z, \gamma, e_s, k, v, g) = 0 \quad (11.4)$$

で表わされるとし、II定理によって、これを無次元積の関係として表わすと、

$$f\left(\frac{F}{b\gamma z^2}, \frac{e_s}{\gamma}, \frac{v}{k}, \frac{v^2}{gz}\right) = 0 \quad (11.5)$$

となる。すなわち、掘削抵抗は

$$\frac{F}{brz^2} = f\left(\frac{e_s}{r}, \frac{v}{k}, \frac{v^2}{gz}\right) \quad (11.6)$$

として求められる。この実際の関数形については、前述の実験結果より決定する。

前図-1 1.17, 1 1.19および1 1.23は、いずれも水浸状態において実測した掘削抵抗 F (Kg) が丸鋼の走行速度 v (cm/sec) に比例して増大することを示しており、実験式として回帰分析を行った結果、次式をえた。なお、記号 a, b, …… g は前表-1 1.1 に準ずるものである。

$$\left. \begin{aligned} (a) \quad F &= 3.87 \times 10^{-2}v + 2.75 \\ (b) \quad F &= 8.75 \times 10^{-4}v + 0.25 \\ (c) \quad F &= 2.77 \times 10^{-2}v + 1.45 \\ (d) \quad F &= 2.76 \times 10^{-2}v + 1.80 \\ (e) \quad F &= 5.77 \times 10^{-3}v + 1.30 \\ (f) \quad F &= 7.41 \times 10^{-3}v + 2.30 \\ (g) \quad F &= 2.10 \times 10^{-2}v + 0.90 \end{aligned} \right\} \quad (11.7)$$

ここで上式でえられた関係式と式(11.6)で示した次元解析の結果と比較する。まず、式(11.6)右辺第3項の v^2/gz をとり出して変形すると、

$$\frac{F}{brz^2} = C_D' \cdot \frac{v^2}{gz} \quad (C_D' : \text{係数})$$

$$F = C_D' \cdot bz \cdot r \cdot \frac{v^2}{g} = C_D \cdot A \cdot \frac{rv^2}{2g} \quad (11.8)$$

となり、これは流体中に設置された物体の抵抗力を表わす式である。すなわち、破壊された土砂と水との混合液体中を丸鋼が進むときの抵抗である。いま、丸鋼に対する抵抗係数 C_D は 1.00 であり、⁸⁾ $A = b \cdot z = 24 \text{ cm}^2$, $r = 1.2 \times 10^{-3} \text{ kg/cm}^2$ なる混合液体を考えて、 F の値を算定すると

$$F = 1.46 \times 10^5 v^2 \quad (\text{Kg}) \quad (11.9)$$

となり、本実験においては、 $v = 100 \text{ cm/sec}$ 以下の低速度域においては殆んど問題とならない程度の大きさであり、この実験の最高値 $v = 240 \text{ cm/sec}$ でわずかに影響がでる程度である。

したがって、えられた実験式(11.7)は、式(11.6)の第1項と第2項について速度 v の1次関数であらわされる。いま、無次元積の関数として

$$\frac{F}{brz^2} = \left(C_0 + C_1 \frac{v}{k}\right) \frac{e_s}{r} \quad (11.10)$$

すなわち、

$$F = (C_0 + C_1 \frac{v}{k}) e_s b z^2 \quad (11 \cdot 11)$$

を考える。 C_0, C_1 は、実験によって与えられる定数である。

つぎに、ここで使用した種々の粒度分布を有する土砂礫・玉石に対して行った実験の結果との対応性について考察した。その結果、式(11・7)において速度 $v=0$ における掘削抵抗 F_0 と切削強度指数 e_s との関係は、

$$e_s = 1.90 F_0 \quad (\text{相関係数 } 0.83) \quad (11 \cdot 12)$$

となり、また、表-1.1.3において算定した e_s/k と速度項の係数 $\tan \delta$ との間には、

$$\frac{e_s}{k} = 2.24 \tan \delta \quad (\text{相関係数 } 0.64) \quad (11 \cdot 13)$$

なる関係がえられ、両者ともよく対応することが判明した。したがって、水浸状態における掘削抵抗

表-11.3 試験に供した試料土砂礫の物理定数

諸 元	分 類	a	b	c	d	e	f	g
		砂 礫	碎 石		玉	石	砂 利	
乾燥状態								
湿润密度 r	(g/cm^3)	1.31	—	1.41	—	—	—	—
含水比 w	(%)	1.2	—	0.06	—	—	—	—
乾燥密度 r_d	(g/cm^3)	1.29	—	1.41	—	—	—	—
間げき比 e		1.05	—	0.90	—	—	—	—
飽和度 S_r	(%)	3.0	—	0.2	—	—	—	—
切削強度指数 e_s	($\times 10^{-2} g/cm^3$)	2.00	—	7.69	—	—	—	—
湿润状態								
湿润密度 r	(g/cm^3)	1.82	—	1.47	—	—	—	—
含水比 w	(%)	10.0	—	2.4	—	—	—	—
乾燥密度 r_d	(g/cm^3)	1.65	—	1.44	—	—	—	—
間げき比 e		0.61	—	0.87	—	—	—	—
飽和度 S_r	(%)	43.4	—	7.4	—	—	—	—
切削強度指数 e_s	($\times 10^{-2} g/cm^3$)	1.50	—	5.67	—	—	—	—
水浸状態								
湿润密度 r	(g/cm^3)	1.83	1.84	1.84	1.77	2.07	2.08	1.88
含水比 w	(%)	37.5	37.1	37.7	44.0	23.5	22.9	33.0
乾燥密度 r_d	(g/cm^3)	1.33	1.34	1.34	1.23	1.68	1.69	1.41
間げき比 e		0.99	1.00	1.01	1.18	0.65	0.63	0.87
飽和度 S_r	(%)	100	100	100	100	100	100	100
切削強度指数 e_s	($\times 10^{-2} g/cm^3$)	0.57	0.35	2.63	3.99	1.30	1.37	2.51
透水係数 k	($\times 10^2 cm/sec$)	0.28	0.21	0.83	1.17	0.95	0.98	1.37
e_s/k	($\times 10^4 g \cdot sec/cm^3$)	2.04	1.67	3.17	3.41	1.37	1.40	1.83

注) 記号 a b c . . . g は表-1 に準ずる。

は、静的試験より求めた土砂の切削強度指数より算定される掘削抵抗と、比例定数を e_s/k とする速度の 1 次式に比例する掘削抵抗との和で与えられることが明らかとなり、式(11・11)が、一般に成立することが実証された。

この水浸状態における掘削抵抗に及ぼす速度効果の影響が他の含水状態に比して最も卓越していることは上述の理論によって説明されたが、掘削抵抗と比例関係をもつ金属の摩耗量についても全く同様な傾向を有することは図-1 1.7 および図-1 1.15 より明らかである。

このように、金属の摩耗量を支配する要因の一つとして、金属面に作用する土圧である掘削抵抗が工学的に重要な意味をもつのである。すなわち、静的状態における土砂固有のせん断強度特性に影響を与える諸因子(含水比、密度、土粒子の形状および粒度構成⁹⁾)などは、切削強度指数 e_s によって表現され、また、土砂の動的性質として、走行速度はとくに水浸状態において、透水係数と関連させて掘削抵抗の増加分として(11・11)式によって計算されるので、これらの諸因子を掘削抵抗に換算して評価することができる。一例として、砂礫に対する締固め含水比を種々に変えて行った実験においては、最適含水比近傍における掘削抵抗がいずれの走行速度に対しても最高値をとっていたのに対し、丸鋼の摩耗量も同様に、乾燥密度の最も高くなる最適含水比近傍において最高値をとり、また、他の含水状態に対しても、実験式(11・2)の妥当性が説明されるのである。また、琵琶湖砂に対する実験においては速度による影響は少ないが、碎石土砂を水浸させた場合は掘削抵抗および摩耗量に及ぼす速度の影響が著しいことは前述したとおりである。しかし、図-1 1.11 より、掘削抵抗の絶対値は、この場合、すべての走行速度に対して湿潤状態において最高値をえているにもかかわらず、摩耗量は水浸状態における方が他の含水状態と比較してつねに最高値となっている。この原因としては、碎石土砂の間げきが完全に水で飽和されている状態において、急速なせん断力が作用したとき、負の間げき水圧の発生にともなって、碎石粒子間の有効応力が増大するために、粒子相互の拘束性が不飽和な状態と比べてかなり増大する。そのために、金属面上を走行する碎石粒子の運動形態を分析すると、滑動する土粒子の割合が増大することは容易に推察することができる。このように、水浸状態における滑動土粒子数が乾燥状態や湿潤状態と比べて増大することが、水中における金属摩耗量を増大せしめている第 2 の要因である。これらの割合を定量的に把握することは、とくに高速度で走行している状態ではかなり困難であるので、摩耗量測定結果より定性的に把握するのにとどめた。すなわち、前図-1 1.16 に示したように、一定の掘削抵抗に対して摩耗量を整理したときの各含水状態の間での差異は、上述の滑動土粒子数の割合の差によるものと考えてよい。なお、金属面上を滑動する碎石粒子の運動速度は、いずれの含水状態に対しても変化せず、碎石粒子相互の拘束性のために加速度は作用しないと判断した。

1 1.3.4 土砂礫の粒度および粒子形状の金属摩耗に与える影響

ここでは、水浸状態において堆積した種々の粒度分布および粒子形状を有する土砂礫、玉石および砂利に対する丸鋼の摩耗量について行った実験の結果について、金属摩耗に影響を及ぼす土砂特性について考察する。

碎石土砂について、ビッカース硬さ 205 で、種々の走行速度に対して平均粒径と摩耗量の関係を

求めると図-1.1.3.1をえた。また、玉石および砂利について、同じ関係を求めると図-1.1.3.2を

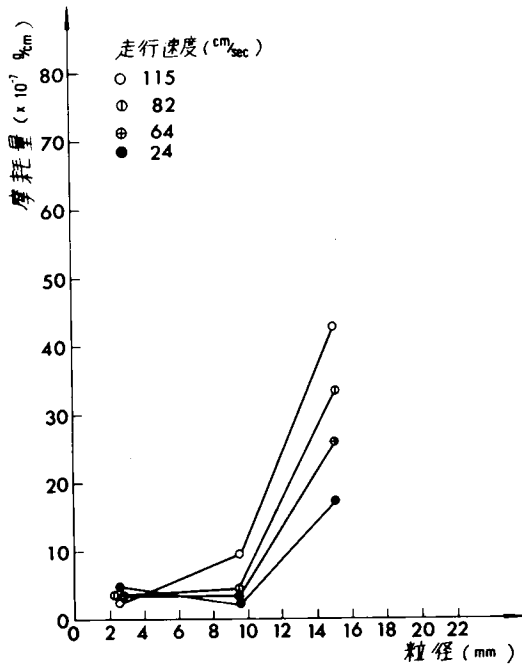


図-11.31 種々の走行速度に対する碎石土砂の粒径と摩耗量の関係 ($H_V = 205$, 水浸状態)

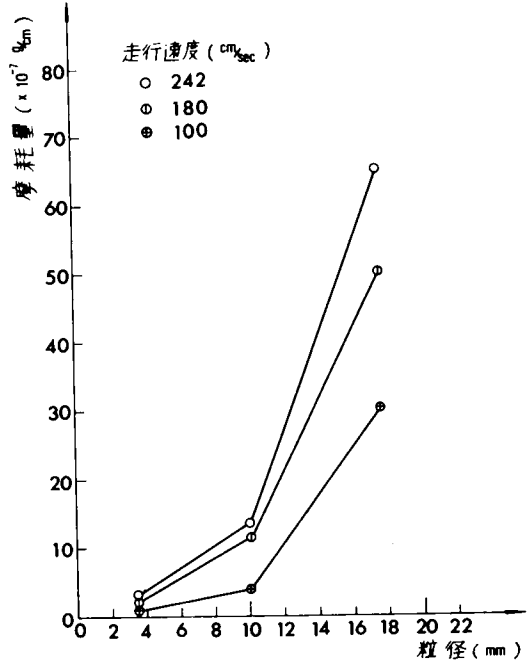


図-11.32 種々の走行速度に対する玉石および砂利の粒径と摩耗量の関係 ($H_V = 205$, 水浸状態)

えた。土砂礫の円摩度はそれぞれ異なるが、その平均円摩度をとり、上述のように2大別した。図より明らかなように、いずれの場合にも金属の摩耗量は、粒子の平均粒径が大きくなると急激に上昇する傾向にあり、すでに求めた掘削抵抗の大きさだけでは説明することができない。これは、走行速度の増大とともに顕著にみられる現象であり、摩耗機構そのものが粒径が大となるとともに単なるひっかき摩耗だけでなく、衝撃摩耗による金属の破壊域の急激な拡張によるものと考えられる。

つぎに、粒子形状についてこれを円摩度で表現した場合に、円摩度と金属の摩耗量との関係を種々の平均粒径と走行速度の組合せに対して図示すると図-1.1.3.3がえられた。

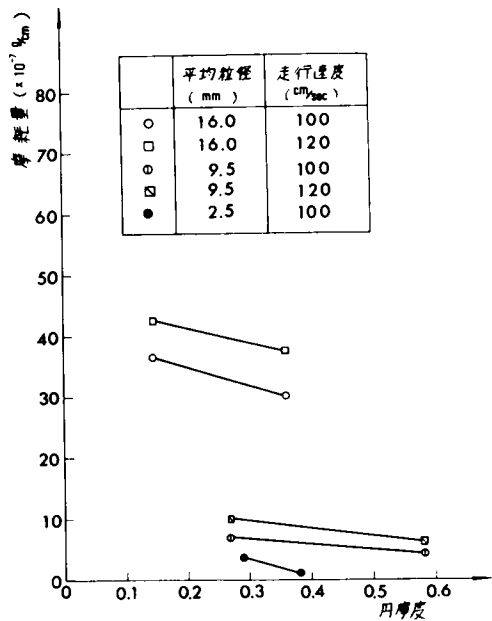


図-11.33 種々の粒度および走行速度に対する円摩度と摩耗量の関係 ($H_V = 205$, 水浸状態)

図より、一般的な傾向として円摩度が小さくなるほど摩耗量が増大することが実証された。これは、理論的には第6章で導いた摩耗量Mの算定式において、金属面に貫入する土粒子の先端頂角 θ の関数として、次式で示す比例関係と対応するものである。

$$M \propto \frac{\sin(\theta/2)}{\tan^2(\theta/2)} = \frac{1}{\sin(\theta/2)} - \sin(\theta/2) \quad (11.6)$$

上式は、平均先端頂角 180° において摩耗量は0となり、平均先端頂角が減少するにしたがって摩耗量は単調に増大する曲線である。土粒子形状を表現する円摩度を直接平均先端頂角に換算することは困難であるので、ここでは、定性的な相関性を理解するにとどめた。

なお、図-1.2.0から図-1.2.6に示したように、熱処理した丸鋼の摩耗量と未処理のままの摩耗量との差は粒径が大きくなるほど小さくなる傾向にあるが、前述したように、金属面上に発生する摩擦温度が堆積した土砂に対して固結土粒子によるほどは上昇しないとしても、土粒子の粒径が大きくなると摩擦仕事の増加にともなう温度上昇によって表面硬さが低化するために生ずる現象である。また、熱処理した金属硬さは単にビッカース硬さだけで整理するよりも、貫入係数kとビッカース硬さ H_V とを組合せたマルテンスのひっかけ硬さで整理した方が、とくにひっかけ摩耗を主体とする摩耗機構である場合には好都合であると考えが、この点については今後の研究を必要とする。

また、土粒子の硬さが金属の摩耗量に及ぼす影響については種々の要因が考えられるが、換言すれば土粒子の破砕性の問題であり、一定の摩擦エネルギーまたは衝撃エネルギーが与えられた場合に、土粒子の破砕と金属面の摩耗とに吸収されるエネルギーの比率として評価できる。土粒子の硬さを表現する物理量としては、ショア硬さ、ドーリ摩耗度、ロサンジェルスすりヘリ試験および風化度を表現する比重などが考えられるが、これらが金属の摩耗量に及ぼす影響について実験的考察を行うためには、金属の硬さ、走行速度、土粒子の粒径と円摩度および含水状態などの試験条件を一定にして試験を行う必要がある。また、岩石掘削などに対しては微視的な考察を行う必要があり、石英含有率などの鉱物組成分析が重要である。

11.4 結 論

金属の摩耗量に影響を及ぼす基本的な要因として、7個の因子について説明を行い、実際問題として重要な砂礫の諸特性と含水状態の金属の摩耗に及ぼす影響について実験的考察を行った。その結果を要約すると、つぎのようになる。

- (1) 種々の含水比で締固めた細砂(平均粒径 0.70mm)について、丸鋼による摩耗試験を行った結果、最適含水比近傍において摩耗量および掘削抵抗は最大値をえた。また、含水比が増大するとともに摩耗量および掘削抵抗に及ぼす走行速度の影響が顕著であった。この場合、各含水比に対して掘削抵抗Fと摩耗量Mとの間に、つぎの実験式が成立した。

$$M \propto F_{max} - F_0 \quad (F_0 \text{は定数})$$

ここに、 F_{max} は丸鋼による掘削抵抗の変動域において最大値(各極大値の平均値)をとったもの

である。

- (2) 硬質砂岩を破碎した碎石(粒径 4.0 ~ 15.0 mm)について、乾燥、湿潤および水浸状態において、堆積した試料碎石中に丸鋸を貫入させ、掘削試験を行った結果、掘削抵抗はすべての走行速度に対して湿潤状態が最も高く、乾燥状態では低い値を示したのに反し、水浸状態においては、走行速度の増加にともなって、掘削抵抗は次式で示すように直線的に増大し、速度効果は最も著しく発揮されるという現象を示した。

$$F = (c_0 + c_1 \frac{v}{k}) e_s b z^2$$

ここに、 F は掘削抵抗、 e_s は切削強度指数、 v は走行速度、 k は透水係数、 b は掘削刃の刃幅、 z は掘削刃の貫入深さであり、 c_0 および c_1 は定数である。また、上式は種々の粒径および形状を有する土砂の水浸状態で堆積した場合について丸鋸による掘削試験を行った実験値とよく一致した。

- (3) 金属の摩耗量に重要な影響を及ぼす要因として掘削抵抗との相関性はきわめて高い。掘削抵抗は静的状態における土砂固有のせん断強度特性に影響を与える諸因子(含水比、密度、土粒子の形状および粒度構成など)を切削強度指数で表現し、また、土砂の動的性質として走行速度をとくに水浸状態における透水係数と関連させることによって掘削抵抗の増分として表現することができる。すなわち、上述の諸因子を掘削抵抗の大きさに換算して評価できる点で金属の摩耗量と掘削抵抗との関係は工学的に重要な意義を有するものである。
- (4) 前述の碎石土砂について、種々の走行速度を与えて行った丸鋸の摩耗試験において各含水状態に対する摩耗量の差異は掘削抵抗の大きさの順位とは異なり、水浸状態において最も高い値を示し、ついで湿潤状態より乾燥状態へと低下していく傾向にある。そこで、同じ掘削抵抗の値に対して摩耗量は乾燥状態において最も小さく、湿潤状態から水浸状態へと含水比の増加とともに増大する傾向にある。この傾向は、本実験で行ったすべての金属硬さに対して見られる現象であり、とくに水浸状態における金属の摩耗量は乾燥状態における値の数倍にも達している。その原因は、水浸状態において急速なせん断破壊に伴う負の間げき水圧の発生によって土粒子相互の拘束性が増大し、金属面上の滑動土粒子数が増大したためであると考えられる。
- (5) 種々の走行速度および各含水状態に対して丸鋸の摩耗量とその硬さの関係を求めると、摩耗量はビッカース硬さに反比例して減少することが実証された。なお、金属の硬さを表現する方法として、この場合、土粒子が金属面上を走行する場合の貫入係数とビッカース硬さを組合せたマルテンスひっかけ硬さなどについて検討する余地がある。
- (6) 固結土粒子と金属面間に発生する摩擦温度を実測した結果、J. C. Jaegerの移動熱源による理論解が実測値とよく一致することが判明した。真突接触面積より推定される温度より考えると、乾燥状態における摩擦温度は瞬間的にかなりの温度に達し、金属の溶融点に近い温度となることが認められた。そのために、砥粒子による金属面上の摩耗痕での遊離金属の剝離率の増大および熱処理した金属表面硬さの低化などによって摩耗量は増大すると考えられる。一方、水浸状態においては、水の冷却作用によって摩擦温度は発生しないことが実証された。そのために、種々の接触面圧

および摺動速度に対して摩耗量を実測した結果、乾燥状態における摩耗量の方が水浸状態に比してつねに高い値を示した。なお、堆積した土砂粒において乾燥状態において発生する摩擦温度は固結土粒子ほどは高くならないと予想される。

- (7) 土砂礫の粒度が摩耗量に及ぼす影響については、粒子の平均粒径が大きくなるほど、摩耗量は急激に上昇する傾向にある。これは、掘削抵抗力の増大とともに、粒径が大となると単なるひっかき摩耗だけでなく、衝撃摩耗による金属破壊域の急激な拡張によるものである。
- (8) 土砂礫の粒子形状と摩耗量の関係については、円摩度の減少とともに摩耗量は増大するという一般的な傾向は実証されたが、理論的には摩耗量を金属面に貫入する土粒子の先端頂角の関数として与えた。

以上、堆積土砂による金属摩耗に及ぼす諸要因について、主として、含水状態および砂礫特性について、三の実験的考察を行い、解析の方法を示した。より普遍的な法則性を追究するためには、なお一層の実験を重ねる必要があり、今後の研究課題として追究していきたい。

参 考 文 献

- 1) 畠昭治郎, 室達朗: 土木学会論文報告集, 206(1972・10)101.
- 2) Shinichirō Matsuo and Kazuhiko Nishida: Soils and Foundations, V111, 4(1968)10.
- 3) F. P. Bowden and D. Tabor: The Friction and Lubrication of Solids. Oxford Press, 1950.
- 4) 曾田範宗: 日本機械学会論文集, 10, 39, 第1部(1944) I-55.
- 5) J. C. Jaeger: Proc. of the Roy. Soc. of New South Wales, 76(1942)203.
- 6) 畠昭治郎: 建設の機械化, 135(1961. 5)71.
- 7) 最上武雄編: 土質力学, 技報堂(昭44)517.
- 8) 藤本武助: 液体の力学と流体機械, 養賢堂(1966)139.
- 9) 室達朗: 粉体工学, 3-9(昭41. 9)29.

第12章 トラック・シューのラグの土岩による 摩耗特性^{1), 2)}

12.1 概 説

各種トラクターの足まわり部分の土砂による摩耗劣化は、機械の大型化と性能の向上にともなう苛酷な作業条件によって著しく進行し、そのために各 부품の交換や修理のために度々運転を停止するなど、土作業の円滑な作業条件を維持する上で多くの支障をきたしている。また、押土作業をはじめ リッピング作業が増大してきた今日、最大けん引力の極限状態において作業をする場合が多く、足まわり部分の中、とくにトラック・シューにおいて異常な滑動を発生せしめるために、その履板突起であるラグの摩耗が著しく増大するのである。なお、これらの作業条件の他に、土工機械が走行する地盤の特性として、土岩の性状が足まわり部分の摩耗量を支配する重要な因子であり、これらとの相関性を把握し、その摩耗特性と機構について詳細に説明する必要がある。その後、十分な摩耗対策を樹立していくことが、土作業の施工の合理化を追究する上できわめて重要なことである。

ここでは、実際の土工現場において稼動する種々の足まわり部品の摩耗特性と地盤の性状との関係について、直接地盤と接するトラック・シューが他の部品に比べて最も相関性の高いものとして、このシューのラグを選定し、その摩耗特性について論述した。まず、種々の土工現場において、実際に稼働しているトラクターについて、押土作業およびリッピング作業を行っている機種を選出し、トラック・シューのラグ(シングルグロウサ)の摩耗状況について調査測定を行った。すなわち、摩耗によるラグ高さの経時変化について実測するとともに、稼働地における地盤の性状を把握するために、作業現場における土岩について各種の試験を行った。つぎに、その部品の摩耗特性について、その材質や地盤の性状との相関性を追究し、摩耗量を支配する諸因子について分析した。とくに、地盤性状を構成する種々の諸因子の内、最もシュー・ラグの摩耗量と相関性の高い因子を見い出すことに重点をおき、二、三の考察を行った。

12.2 現場における土岩の性状

実際の土工現場における土岩の性状について とくにシュー・ラグの摩耗量を支配すると考えられる諸因子を選定し、現場試験および室内試験を実施した。まず、現場における含水比、乾燥密度および湿潤密度を実測するとともに、作業日報より天候の状態を調査し、実際に機械の稼働した作業現場の含水状態を足まわりに付着しない程度の乾燥状態、付着する場合の湿潤状態および雨天または水中作業における泥水状態に大別し、それぞれに対する稼働日数を算出した。

つぎに、土岩の物性について室内試験を行うため、各作業現場より代表的な土岩を採取した。土砂に対する物理試験としては、比重、粒度分析、鉱物組成分析およびせん断強度試験を行った。また、岩石試験としては、単軸圧縮強度試験をはじめ、比重、ショア硬さ、吸水量、ロサンゼルスオリー試験および鉱物組成分析を行った。これらの試験方法および結果については、次節以下において詳述する。

1 2.2.1 土砂に対する物理試験

調査測定の対象とした土作業現場は、全部で9ヶ所あり、これらの調査箇所をABC・・・Iとする。また、土砂の採取にあたっては同一箇所における代表的な地点を1ないし2地点選定し、計13地点の土砂について各種の物理試験を行った。まず、比重試験はJISA1202-1969により、また粒度試験はJISA1204-1969に規定された方法で実施した。標準網ふるいによって粒度を分析した結果、図-12.1(a)(b)で与えられる粒径加積曲線をえた。これを砂礫分、シルト分及び粘土分の重量比として三角座標で表現したのが図-1 2.2である。また、これらの実験結果は比重、平均粒径、均等係数および曲率係数などについて、表-1 2.1にまとめて示した。

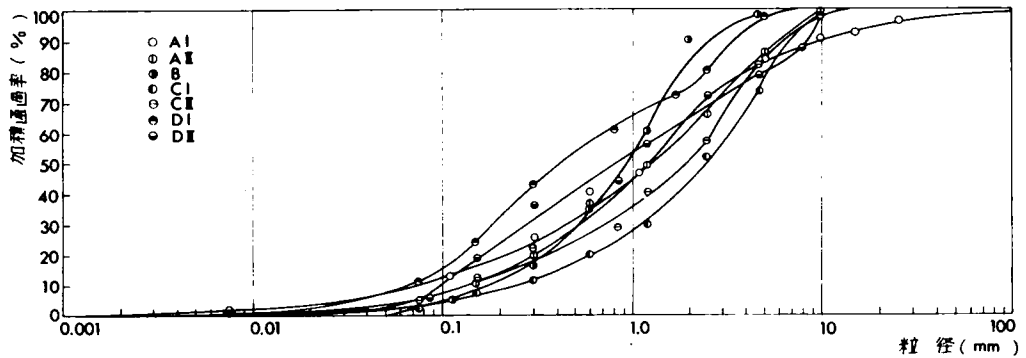


図-1 2.1 (a)

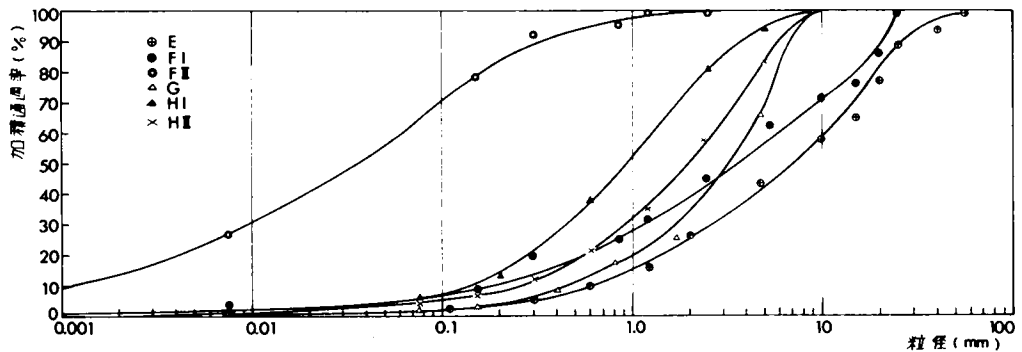


図-1 2.1 (b)

図-1 2.1 試料土砂に対する粒径加積曲線

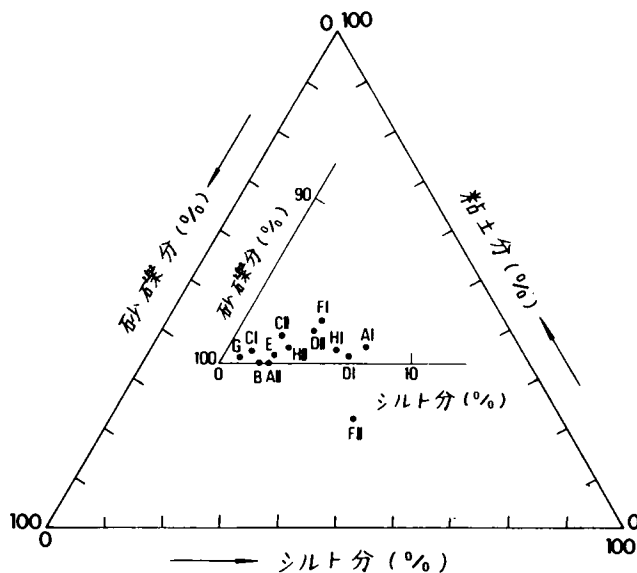


図-1.2.2 三角座標で表示した試料土の粒度分布

表-1.2.1 試料土砂に対する物理試験と地盤の性状

項目	現場		B	C		D		E	F		G	H		
	A I	A II		C I	C II	D I	D II		F I	F II		H I	H II	
比重	2.56	2.56	2.42	2.65	-	2.66	2.70	2.50	-	-	2.91	2.52	-	
粒度分布	平均粒径 (mm)	1.40	1.28	0.94	2.47	2.10	0.43	0.70	6.40	3.00	0.03	3.40	0.90	2.00
	均等係数	33.5	13.5	5.7	14.6	22.1	10.9	13.5	19.0	33.1	46.2	9.8	11.0	12.6
	曲率係数	1.58	0.85	1.03	2.05	2.38	0.61	0.43	0.81	1.38	1.04	1.97	1.46	1.59
粒度組成	砂礫分 (%)	92.0	97.5	98.0	98.0	96.0	93.2	94.2	97.0	93.5	36.0	98.8	93.6	96.0
	シルト分 (%)	7.0	2.5	2.0	1.2	2.3	6.4	3.8	2.5	3.9	42.0	0.8	5.6	3.0
	粘土分 (%)	1.0	0	0	0.8	1.7	0.4	2.0	0.5	2.6	22.0	0.4	0.8	1.0
円摩度	0.38	-	0.48	0.50	-	-	0.42	-	-	-	0.35	0.41	-	
鉱物組成	石英類 (%)	18.4	1.7	0	12.0	0.4	6.1	0.1	32.7	27.3	21.6	0	0.1	0.3
	長石類 (%)	81.5	97.7	99.7	87.7	99.4	93.8	99.9	67.2	73.3	78.3	33.4	95.6	97.3
	有色鉱物 (%)	0.1	0.6	0.3	0.3	0.2	0.1	0	0.1	0.4	0.1	66.6	4.3	2.4
せん断試験	含水比 (%)	7.7	8.7	17.3	9.4	15.6	18.0	13.1	5.7	11.7	28.8	23.7	26.2	27.8
	間げき比	0.56	0.56	0.50	0.56	0.79	0.52	0.65	0.66	0.90	1.35	0.81	0.69	0.82
	せん断抵抗角 (度)	41.3	18.7	45.0	16.3	14.0	19.5	30.7	38.3	32.1	28.8	16.3	21.2	23.0

現場 項目	A		B	C		D		E	F		G	H		
	A I	A II		C I	C II	D I	D II		F I	F II		H I	H II	
	粘着力 (kg/cm ²)	0	0.02	0	0.04	0.10	0.05	0.08	0	0.08	0.02	0.09	0.03	0.11
現場含水比 (%)	-	-	11.8	-	-	-	-	16.8	10.7	29.9	-	-	-	
現場湿潤密度 (g/cm ³)	-	-	1.89	-	-	-	-	1.63	-	-	-	-	-	
現場乾燥密度 (g/cm ³)	-	-	1.69	-	-	-	-	1.40	-	-	-	-	-	
日数 比率 ②	乾燥状態	100	100	0	100	100	100	50	50	50	100	50	50	
	湿潤状態	0	0	100	0	0	0	50	50	50	0	50	50	
	泥水状態	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
土 岩 の 比 率 ③	普通土	0	0	0	0	0	48.3	39.8	0	0	0	0	100	100
	砂・砂利	0	100	14.7	0	0	0	0	0	100	100	0	0	0
	粘質土	0	0	41.2	1.1	1.1	27.6	18.2	0	0	0	0	0	0
	転石交り土	0	0	29.5	98.9	98.9	24.1	32.3	50	0	0	0	0	0
	軟岩	100	0	14.6	0	0	0	9.7	50	0	0	0	0	0
	硬岩	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	100	0	0

つぎに、土砂粒の鉱物組成を大別して、石英・長石類および有色鉱物の3種類に分類した。まず、有色鉱物は磁石によって選別し、残りの石英、長石類はメチルアルコールにより比重2.60に調合したテトラブロムエタン重液によって分析した。これは石英および長石類の比重の差によって分析する方法で、写真-1.2.1に示したように比重の大きい石英粒子などが沈澱し、風化によって比重の減少した長石類³⁾が浮上する原理を適用したものである。これらの分析結果は、表-1.2.1に列記したが、石英類分・長石類分および有色鉱物分を重量比として三角座標に図示すると、図-1.2.3をえた。ここに、石英類分とは、石英を含み、比重の高い重鉱物をも含有するものである。また、長石類とはカリ長石および斜長石を含み、有色鉱物とは磁性を有する磁鉄鉱などをさすものである。

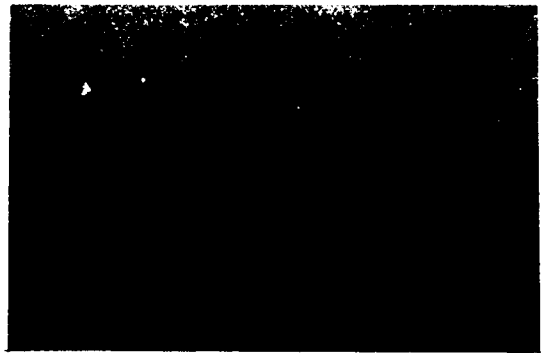


写真-1.2.1 試料土砂の鉱物組成分析試験

土粒子の粒子形状については、レキサイトセメントまたはモルタルにより土粒子を固結させ、任意の断面で切断したときの土粒子断面の形状寸法を実測し、修正円摩度⁴⁾としてそれぞれ50~70個の実測値の平均値として表-1.2.1に示した。写真-1.2.2および1.2.3は、粒子形状の一例を示し

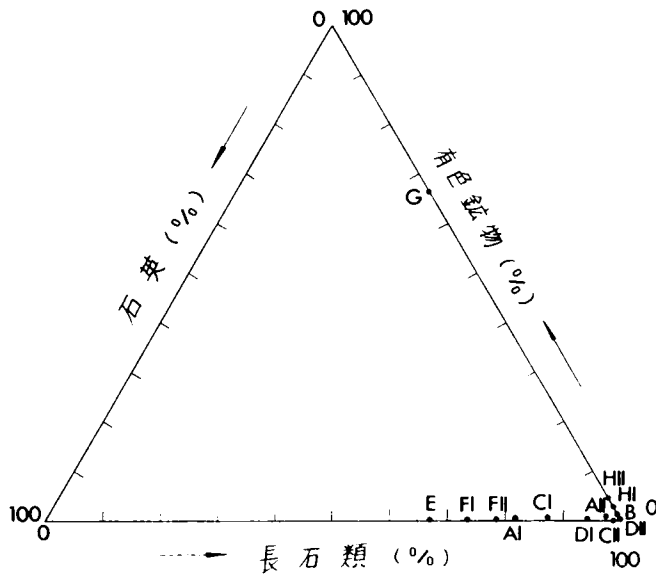


図-1 2.3 三角座標で表示した試料土の鉱物組成

たものである。

なお、修正円摩度 R は、粒子の見かけの長軸 ℓ_1 、短軸 ℓ_2 およびそれぞれの方向の先端部分の曲率半径 r_1 、 r_3 と r_2 、 r_4 に対して次式で与えられる。

$$R = \frac{1}{2} \left(\frac{r_2 + r_4}{\ell_1} + \frac{r_1 + r_3}{\ell_2} \right)$$

さらに、土砂のせん断強度試験として、下部可動型一面せん断試験機を使用し、その強度特性および内部摩擦角、粘着力の強度定数について実測した。試験に際して、各試料土の含水比および間げき比は、実際に採土した現場の状態にできるだけ近い形に調整し、直径 6.0 cm の円筒形試験箱の中に充てんした。その上部に、直圧力 0.4、0.8、1.2 および 1.6 kg/cm² の荷重を載荷して、毎分 1.0 mm のせん断速度でひずみ制御方式により急速せん断試験

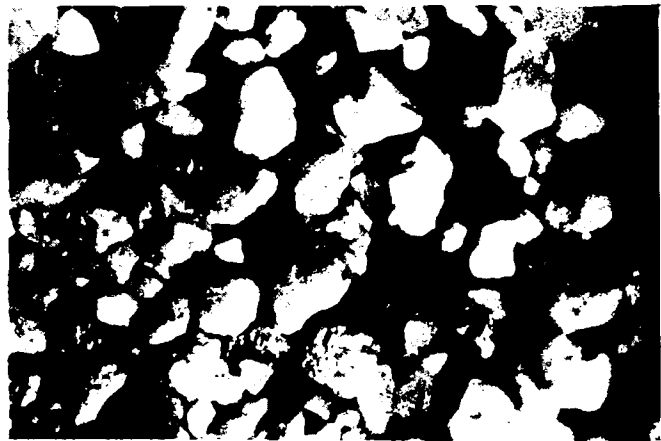


写真-1 2.2 試料土砂の粒子形状の一例



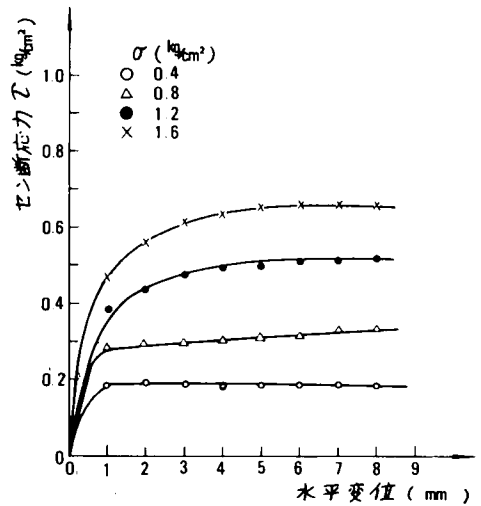
写真-1 2.3 試料土砂の粒子断面の一例

を行った。初期の含水比と間げき比およびせん断試験の結果えられたせん断抵抗角と粘着力はそれぞれ表-1 2.1に列記した。この場合の整理にあたって、各せん断応力-水平変位曲線において、最大値を示す場合はその値で整理し、一方明白な最大せん断抵抗力を示さない場合には、容積変化率(勾配)がほぼ0に達する水平変位量6 mmに対するせん断力について、せん断箱の側面摩擦および機械摩擦による補正を行った後、いわゆる摩擦強度⁵⁾と垂直応力との関係を求めた。試験結果の一例として、図-1 2.4に示したのは、試料土H-Iに対するものであり、容積変化量-水平変位曲線、せん断応力-水平変位曲線およびせん断応力と垂直応力との関係を示した。また図-1 2.5を示したのは、各試料土に対するせん断応力と垂直力の関係を示したものである。

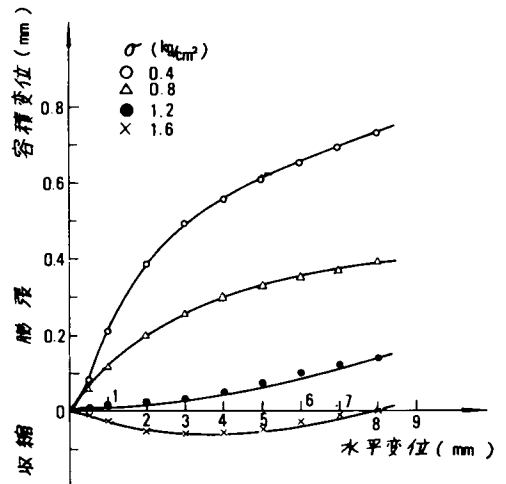
なお、作業現場における含水比と湿潤密度に関しては、土工機械の走行している表土ではきわめて変動が激しいので、表土より30~40 cm下部の比較的安定した部分の土砂について実測した。一方、トラック・シューと直接接する表土の含水状態は天候に支配されるためにこれを乾燥状態、湿潤状態および泥水状態として大別し、土工機械稼働時における状態を分析する必要があり、それぞれの作業現場において、これらの各作業日数を累計することによって、その比率を算定した。また、現場における地盤の種類を普通土、砂・砂利、粘質土、転石交り土、軟岩および硬岩に大別し、測定の対象とした機械が実際に稼働した地盤の種類について、その稼働日数の比率を算定した。これらの諸結果については表-1 2.1にまとめて列記した。

1 2.2.2 岩石試験

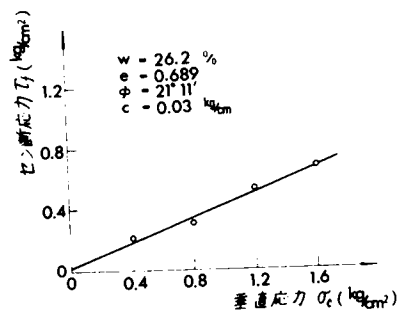
ここでは、上述した作業現場において、計11地点より採取した岩石試料について、金属の摩擦に及ぼす岩石の諸特性を明らかにするために種々の試験を行った。



(a) せん断応力-水平変位曲線



(b) 容積変化量-水平変位曲線



(c) せん断応力と垂直応力の関係

図-12.4 試料土H-Iに対する一面せん断試験の結果

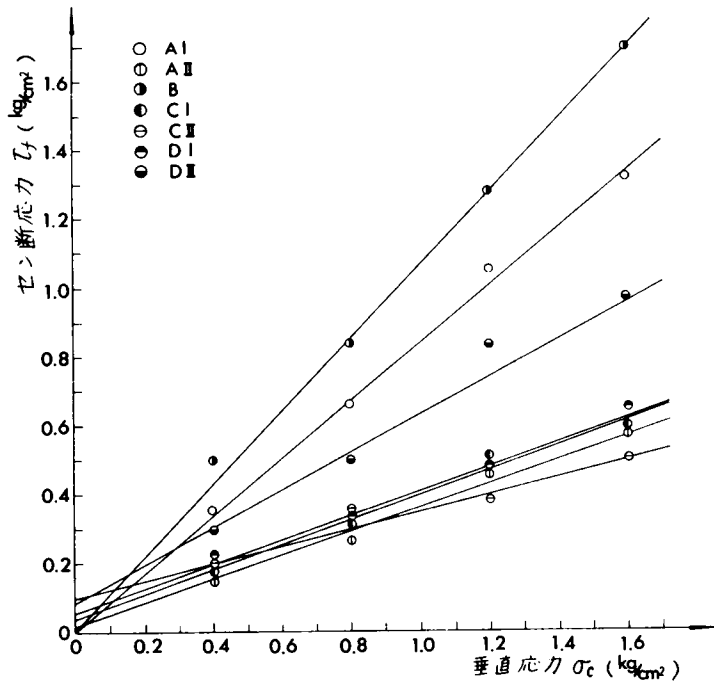


図-1 2.5(a)

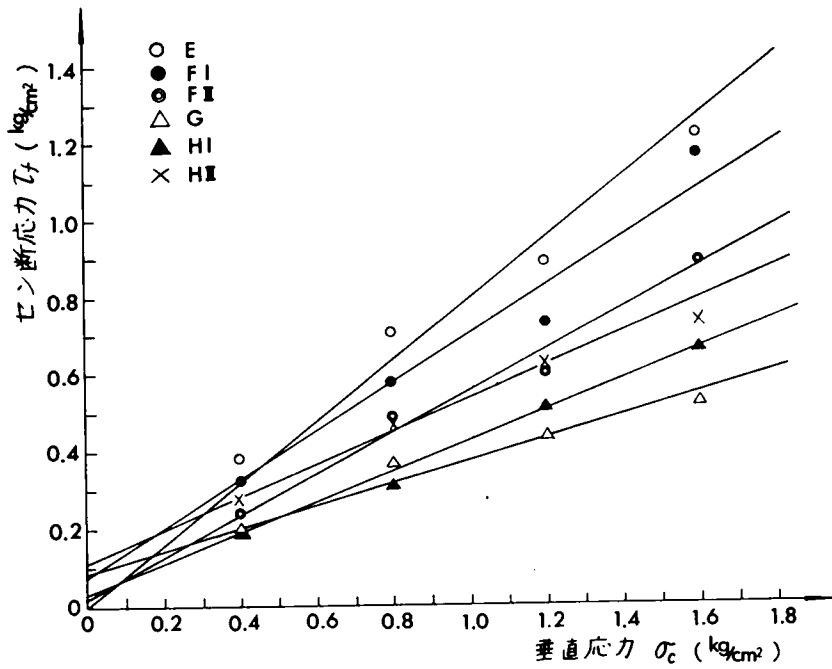


図-1 2.5(b)

図-1 2.5 試料土砂に対する一面せん断試験の結果

まず、基本的な物理試験として比重およびショア硬度について実測し、岩の風化の程度や亀裂の発生状況を推定するための吸水量について、JISA 1110-1951の試験法により実測した。また、岩石自身の被削性を調べるために、JISA 1121-1954で規定するロサンゼルス試験機によるすりへり試験を行った。岩石の粒径範囲は2.5~4.0mmのものを選定し、試料の重量5,000グラムについて鋼球12個とともに毎分30~33回の回転数で1,000回、回転させた。試験後1.7mmふるいを通してすりへり損失重量を測定し、ロサンゼルスすりへり減量を実測して表-1.2.2にその結果を記した。

つぎに、岩石の圧縮強度について試験するために、それぞれの岩石試料より直径50mm、高さ110mmの内筒供試体を切り出し、単軸圧縮試験を行った。写真-1.2.4は、試験後の供試体の一例を示したものである。試験の結果は、それぞれ供試体5本の平均値として表-1.2.2に示した。

なお、岩石の鉱物組成を分析するためにオリンパスPOS型偏光顕微鏡を使用し、構成鉱物の名称およびその含有量について詳細に実測し、表-1.2.2に示す結果をえた。この場合の一例として、写真-1.2.5に岩石の薄片試料を偏光顕微鏡によって観察したものを示した。一般に、岩石の構成鉱物は、石英、カリ長石、斜長石、雲母および重鉱物や石膏などの充てん物質を含有するものであり、これらの含有量について分析し、測定するとともに岩石の名称を併記した。

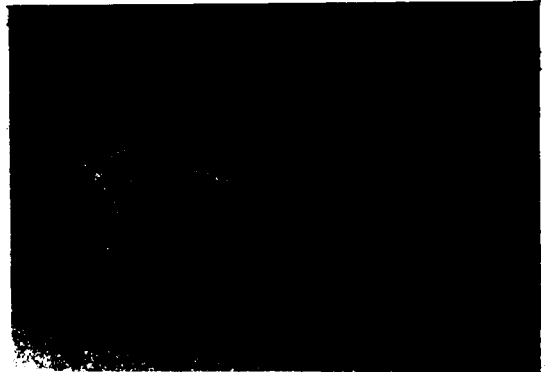


写真-1.2.4 岩石供試体(破壊後)



写真-1.2.5 岩石の偏光顕微鏡写真の一例
(十字ニコール、×40)

1.2.3 摩耗によるラグ高さの経時変化

各種土工機械の履帯部分の機能は、単に重機械を支持し走行を可能ならしめるだけでなく、重量物のけん引、運搬および押し作業を行うための駆動力を地盤反力としてとり出すことにある。ブルドーザの排土板による掘削や運搬作業、スクレーパのけん引作業およびリッピング作業などに十分な能力を発揮するため、履帯に設置されたラグ(突起)の果たす使命はかなり重要である。このラグは、直接地盤に貫入して機械の自重および機械に作用するけん引力を支持するために、作業現

表-1.2.2 試料岩石の諸特性

現場 項目	A		B	C		D				E	G	H		I	
	A I			C I		DI-1	DI-2	DII-1	DII-2			H I	I		
比	2.57		2.42	2.61		2.69	2.65	2.85	2.58	2.49	2.93	2.52		2.63	
シ ョ 7 硬さ	76.5		50.8	100.7		70.9	56.8	73.8	73.3	59.1	80.8	78.6		121.1	
吸水量 (%)	1.22		1.65	1.52		2.13	1.64	2.26	2.51	3.08	1.1	3.65		0.83	
ロサンゼルスす りへり減量 (%)	52.8		42.2	17.4		37.3	19.7	21.6	80.1	77.2	11.3	18.7		13.2	
単軸圧縮強度 (kg/cm ²)	655		506	1,713		656	882	1,283	644	442	1,795	1,645		1,826	
石 英	43.9		42.6	26.0	100	55.0	42.3	18.0	17.8	38.2	0	38.6	9.1	37.4	
カリ長石	29.4		21.3	0	0	26.0	12.7	2.9	8.5	13.7	0	2.4	0	6.6	
斜長石	23.2		36.1	2.1	0	15.0	25.0	77.6	60.0	48.1	80.2	21.9	0	41.3	
雲母	3.5		0	0	0	4.0	20.0	1.5	13.8	0	0	0	0	13.3	
石 基	0		0	69.3	0	0	0	0	0	0	0	33.5	90.9	0	
橄欖石	0		0	0	0	0	0	0	0	0	19.0	0	0	0	
磁鉄鉱	0		0	8.1	0	0	0	0	0	0	0.8	0	0	0	
方解石	0		0	2.6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
緑泥石	0		0	2.9	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
角閃石	0		0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1.4	
岩 片	0		0	0	0	0	0	0	0	0	0	3.6	0	0	
石 名	花崗岩		花崗岩 砂	輝緑糜 閃岩 ホル フェルス	泥質岩 ホルノフ エルス	花崗岩	花崗岩	花崗岩	花崗岩	砂	橄欖石 玄武岩	砂 岩	流紋岩	花崗岩	石 英 斑 岩

場における土砂や岩の地盤特性がその摩耗劣化に及ぼす影響は、他の足まわり部品と比較してかなり大きな要因となるのである。

ここでは、前節において、その土岩の諸特性に関して調査を行なった作業現場において稼働している履带式重機械について、履板のラグの土砂や岩による摩耗劣化に関して、長期間実測を行った結果について述べる。写真-12.6にシュー・ラグの摩耗劣化の一例を示した。また、測定箇所は、図-12.6に示したように、履板の表面よりラグの先端までの長さ h であり、このラグ高さの経時変化について、約1カ月間隔で、左右両履帯の指定されたラグを対象として実測を行い、新品時の正規寸法との差をラグの摩耗量とした。なお、調査測定に供したシュー・ラグの初期の形状寸法およびトラクターの重量から算定した平均接触面圧および最大接触面圧について表-12.3に記した。



写真12.6 シュー・ラグの摩耗劣化の一例

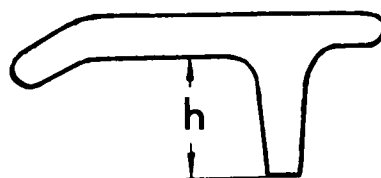


図-12.6 ラグ高さ h

表-12.3 シュー・ラグに作用する平均接触面圧 p_{mean} とラグ底辺部に作用する最大接触面圧 p_{max}

現 場	部品	p_{mean} (kg/cm^2)	p_{max} (kg/cm^2)	現 場	部品	p_{mean} (kg/cm^2)	p_{max} (kg/cm^2)		
A	A I	A 1	1.01	D	D II	D 2	1.07	14.37	
		A 2	1.07			D 3	1.01	9.10	
		A 3	1.07		D I	D 4	1.07	14.37	
		A 4	1.01			D 5	1.01	9.10	
		A 5	1.01		D II	D 6	1.01	9.10	
		A 6	1.01			D 7	1.01	14.62	
	A II	A 7	0.78		9.38	E	E 1	0.78	9.38
	A I	A 8	1.05		13.28		E 2	1.01	9.10
B	B	B 1	1.01	14.62	F	F I F II	F 1	1.07	9.77
		B 2	1.01	14.62			G	G 1	0.79
		B 3	0.66	8.24	H	H I H II		H 1	0.75
		B 4	0.79	11.32			I	I 1	0.80
C	C I C II	C 1	1.01	9.10					
D	D II	D 1	1.07	14.37					

同表左欄において、測定の対象とするシュー・ラグの部品と作業現場の土質との関係を明白にするために、前表-1 2.1 で用いた記号と対応させるとともに、同一作業現場で稼働する機種が複数個ある場合、添数字によって区別した。また、シュー・ラグに作用する地盤反力は機械の稼働状況によって種々変動するが、機械が無負荷で水平地盤上で稼働する場合を平均的に考えると、その鉛直地盤反力は、軟弱地盤に対しては履板全体に作用し、同表に示したシュー・ラグに作用する平均接触面圧を与えるのである。また、硬土盤に対しては、ラグのみで機械の自重を支持する場合を考えると、ラグ底部の単位面積あたりの作用荷重を算定する必要がある、その結果を同表においてラグに作用する最大接触面圧として記した。なお、普通の作業現場において、シューとラグに作用する地盤反力の分担率は、土質の種類によって相違するものと考えられる。また、トラクターの最大けん引力は、地盤の特性によってかなり相違する。以上、同表より明らかに、シュー・ラグに作用する平均接触面圧やラグ底部に作用する最大接触面圧は、その形状寸法や機械の重量などによって、それぞれ異なるために、

シュー・ラグの摩耗量は、一方的に土砂や岩の性状特性にのみ帰因すると考えることはできない。機械の諸特性を十分考慮した上で摩耗量を支配する要因分析を行う必要がある。

さて、前述した27種類の機種に関して、それぞれの履板のラグ高さが稼働時間とともにどのように変化するかについて、その経時変化を調査した結果、図-1 2.7 をえた。ここに、ラグの摩耗量は正規寸法より実測したラグ高さを差引いたものであり、稼働時間は機械が前述の各作業現場へ搬入された後、稼働した時間としてサービスマーターアワーで示した。また、ラグ高さの実測に際しては1.0mm以上の精度で行い、左右両履帯の指定された10個のラグの摩耗量の平均値をとり、そのばらつきの範囲を棒線の長さで示した。それぞれのラグの摩耗経時変化曲線は、その部品の形状特性、エッジ部の特性および表面硬化焼入れ硬

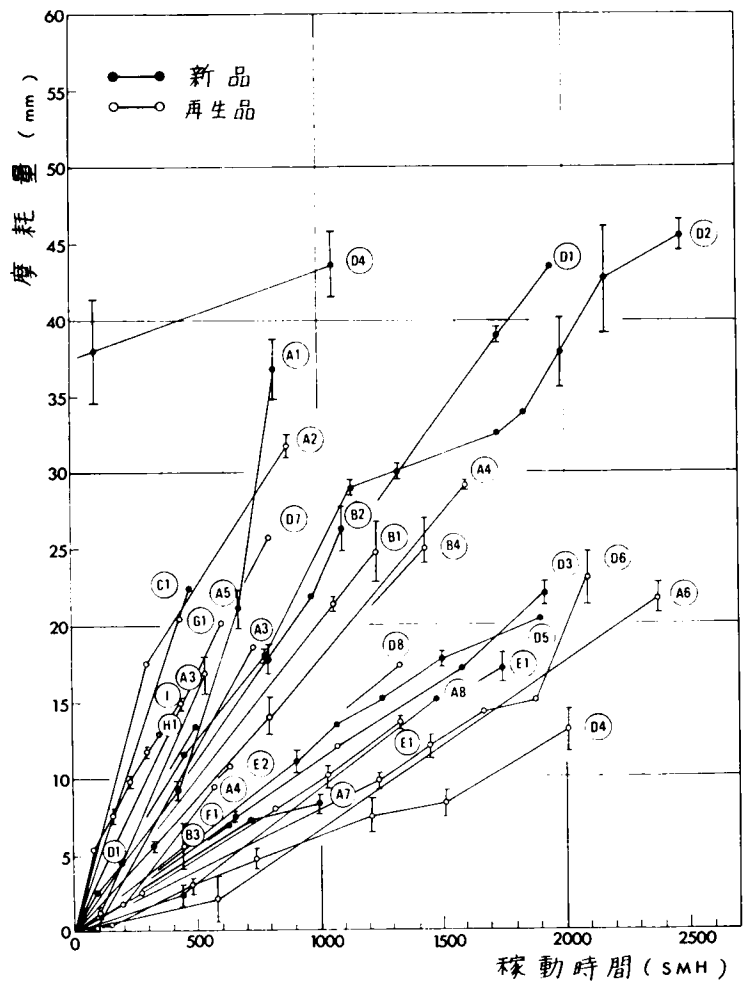


図-1 2.7 履板のラグ高さの摩耗による経時変化曲線

さや深さによって、また土砂や岩の諸特性によって変化するものである。そのために、前図-1 2.7 でえた摩耗量と稼働時間の関係を両対数軸上に再プロットして、一般的な関数形の把握に努めた。図-1 2.8 に示したように、一般的な傾向として、ラグの摩耗量 M (ラグ高さの変化量 mm) と稼働時間 H (SMH) との間には次式で示す直線関係が近似的に成立することが、実測値より判明した。

$$M = aH \quad (12.1)$$

また、種々の関数形について回帰分析を行った結果、その平均相関係数が最も増大するのは一次式で与えられることが明らかとなり、上式の妥当性が実証された。

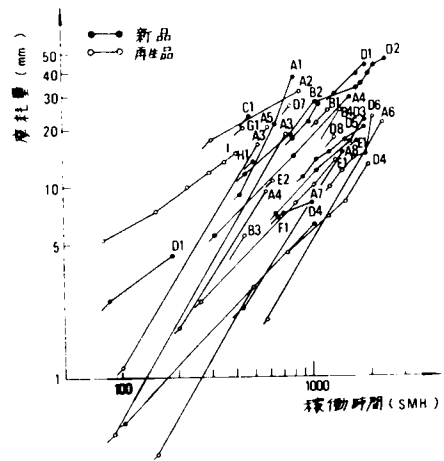


図-12.8 両対数軸上にプロットしたラグ高さの摩耗経時変化曲線

表-1 2.4 $M=aH$ の係数 a の値

部 品	土 質		$a (\times 10^{-2})$	部 品	土 質		$a (\times 10^{-2})$
A 1	A I	新	6.128	D 2	D II	新	2.083
A 2	"	再	4.291	D 3	"	新	1.149
A 3	"	再	2.661	D 4	D I	新	0.582
		再	3.331		"	再	0.650
A 4	"	新	1.797	D 5	D II	新	1.075
		再	2.003	D 6	"	再	1.402
A 5	"	再	4.020	D 7	D I	再	3.252
A 6	"	再	1.096	D 8	D II	再	1.298
A 7	A II	新	1.182	E 1	E	新	1.166
A 8	A I	新	1.224		"	再	1.184
B 1	B	再	1.976	E 2	"	再	1.686
B 2	"	新	2.442	F 1	F I	新	1.091
B 3	"	再	1.446		F II	再	
B 4	"	再	2.108	G 1	G	再	4.646
C 1	C I II	新	4.762	H 1	H I	新	2.747
D 1	D II	新	2.243		H II	再	
				I 1	I	再	3.686

表中、新は新品、再は再生品を示す。

ここに、係数 a はそれぞれのラグの部品および作業現場の土岩の性状によって異なる値である。なお、上述した履板の各ラグ部品に対応する係数 a の値を回帰分析によって求め、表-1 2.4に示すと同時に、ラグが新品であるか、また肉盛溶接した再生品であるかの区別について併記した。なお、後の試験結果により、シュー・ラグの硬さについては、新品である場合と再生品である場合との間に大差がないことが明らかとなった。

また、上式に示したようにラグ部品の摩耗量の大きさは、一定の稼働時間に対して相互の比較を行なう場合、係数 a の大ききで表現することができる。このラグ部品の摩耗量と土砂や岩の性状との相関性を求めようとする場合、係数 a の値に対して、ラグ部品に作用する最大接触面圧などの機械の性質および形状特性、さらに硬さなどの材質特性による差異が生じないように修正を行なう必要がある。次節においては、とくにこれらの点を考慮してラグの摩耗と土砂や岩の諸特性との関係について解明した。

1 2. 4 土岩の特性と摩耗量との相関性

ラグ先端の底辺部に作用する接触面圧の大きさは、機械の自重、履板の大きさおよび地盤を構成する土岩の種類によって異なるだけでなく、機械の作業状況によって変動する。この接触面圧が、ラグの摩耗劣化に重要な影響を及ぼすことは言うまでもないが、ここではラグの摩耗量と土砂や岩の諸特性との相関性についてのみ考察することを主目的とした。そのために、ラグの摩耗に關与する機械固有の諸因子と土岩の諸特性とを明確に分離して比較検討を行った。

ここで取扱った作業現場においては、殆んど機械が押土およびリッパ作業を行ない、絶えず前進、後進をくり返しているために、履帯全体に作用する地盤反力分布は変動して一定値とはならない。また、個々の履板は機械本体に対して常に移動しているために、いずれかの履板にとくに荷重が作用することはない。したがって、履板に作用する接触面圧は、機械の自重が各履板に等分布して作用する平均値について考察することとした。さて、地盤が非常に硬い岩盤である場合には、履板に作用する荷重はラグのみで支持することができ、その荷重をラグの底面積で除した値がラグに作用する最大接触面圧 p_{max} を与えるのである。一方、地盤が非常に軟弱な粘質土である場合には、ラグの部分は容易に地盤中に入し、シュー全体で荷重を分散して支持するために、ラグ先端に応力集中は発生しない。このとき、荷重を履板の面積で除すことによって、平均接触面圧 p_{mean} を算定することができ、この場合のラグ底辺部に作用する接触面圧は p_{mean} で与えられる。一般に、地盤の強度は前者の中間値をとるので、機械の稼働時において各履板に作用する荷重はシューおよびラグの部分で分担して支持される。すなわち、ラグ底辺部に作用する接触面圧は、前述した最大接触面圧と平均接触面圧との差に地盤の種類によって異なる分担率を乗じた値と平均接触面圧を加算したものとして与えられる。ここでは、前表-1 2.1に従って地盤の種類を硬岩、軟岩、転石交り上、砂・砂利、普通土および粘質土に大別し、それぞれその荷重分担率を1.0、0.9、0.7、0.5、0.3および0.0として算定し、表-1 2.5下欄に示した算定式によって、ラグ底辺部に作用する接触面圧を算定した。なお、同一ラグが異なる地盤上を稼働した場合には、それぞれその稼働日数の比率にしたがって算定し、計測した

摩耗量に対応する接触面圧を求めた。このようにして算定したラグ底辺部に作用する接触面圧は、各ラグ部品に対して表-1 2.5に示した。

表-1 2.5 係数 a に対する変換値 a'

	p (kg/cm ²)	H_v	a'		p (kg/cm ²)	H_v	a'
A 1	13.26	487	2.251	D 1	6.82	487	1.602
A 2	13.04	"	1.603	D 2	6.82	"	1.487
A 3	8.90	"	1.456	D 3	4.51	"	1.241
	8.90	"	1.823	D 4	5.24	"	0.541
A 4	8.29	"	1.056		5.24	"	0.604
	8.29	"	1.177	D 5	4.51	"	1.161
A 5	13.03	410	1.265	D 6	4.51	"	1.514
A 6	13.03	"	0.345	D 7	5.28	"	3.002
A 7	5.08	"	0.954	D 8	4.51	"	1.402
A 8	12.06	"	0.416	E 1	7.66	410	0.624
B 1	6.61	487	1.456		7.66	"	0.634
B 2	6.61	"	1.799	E 2	7.48	487	1.098
B 3	3.78	410	1.568	F 1	5.42	"	0.980
B 4	5.12	410	1.688	G 1	8.14	"	2.780
C 1	6.61	487	3.512	H 1	2.49	410	4.523
				I 1	2.85	410	5.303

$a' = a H_v / p$

接触面圧 p の算定式

$$p = p_{mean} + f (p_{max} - p_{mean})$$

ここに、 p_{max} : ラグ底辺部に作用する最大接触面圧
 p_{mean} : " 平均接触面圧
 f : 荷重分担率

すでに、堆積した土砂に対しては、金属の摩耗量は接触面圧に比例して増大することが判明している。ので、摩耗量を接触面圧で除した単位接触面圧あたりの摩耗量について土岩の諸特性との関係を明らかにすることが可能である。

一方、ラグの摩耗量を支配する他の機械固有の因子として、ラグを構成する金属材料の硬さが重要である。普通、ラグ部分は高周波焼入れなどの熱処理を行なって金属硬さを向上させた耐摩耗鋼を使用している。したがって、ラグの表面硬さの値が問題となり、実測の結果は表-1 2.5に示したとおりである。なお、熱処理による表面硬化焼入れ深さは十分深く、前述のラグの実測摩耗量であるラグ高さの減量を十分包含するものである。また、金属の硬さとその摩耗量との関係は反比例の関係にあることが理論的に実証されているので、金属硬さの影響を除去するためには、実測された摩耗量に金属硬さの値を乗ずることが必要である。また、その他の要因として エッジ形状による影響について、前図-1 2.7より明らかなように、エッジ摩耗による初期摩耗領域が顕著に出現することではなく、測定の対象とする稼働時間に対してはすでに定常摩耗領域に達していると考えられること、また各ラグ部品のエッジ形状がほぼ類似しているために、形状特性による影響はほとんどないと考えてよいことが判明した。なお、ラグの摩耗量は、ラグ高さの減量として長さの単位で表現しているが、これは単位面積あたりの摩耗量(重量)として相互の比較を行なうことが可能であり、ラグの底面幅の大きさに対して修正を行う必要はない。

以上、ラグの摩耗量と土岩の諸特性との関係を求めるために、ラグに作用する接触面圧とラグの表面硬さおよびその形状特性による影響を除去し、前表-1 2.4でえた係数 α の値を修正し、表-1 2.5に変換値 α' の値を列記した。

さて、この α' 値で表現される摩耗量と土岩の諸性質との相関性について、種々の角度より比較検討を行なう。測定値は、現場が同一地域であっても、土岩がかなり相違する場合には分離し、類似の土岩である場合には、その平均値をとって整理した。なお、機械の作業内容において、土砂掘削の場合であっても、土質試験で求めた粒度分析や強度定数だけでシュー・ラグの摩耗量を評価することは不十分であり、土砂の母体である岩について行なった詳細な岩石試験の結果についても同様に、その相関性について比較検討を行う必要がある。また、その作業内容が岩石掘削であった場合にも、実際にシュー・ラグと接触するのは、岩石のずりおよび破碎された土砂であり、前述したと同様に土岩に関するすべての諸性質について、その相関性を求める必要がある。したがって、シュー・ラグの摩耗を考えると、土砂掘削と岩石掘削の作業内容に軽重率の差を与えることはあまり意味がない。むしろ、土砂の内部摩擦角、平均粒径などで表現される地盤強度と比重、吸水量、ロサンゼルスすりへり減量などで表現される土岩の風化程度と石英、長石類、雲母、その他の充てん物質などの造岩鉱物の種類およびそれと密接な関係を有する岩石の圧縮強度、ショア硬さなどの鉱物組成に因する諸性質の中、シュー・ラグの摩耗量を最も支配する要因は何であるかについて分析を行う必要がある。

まず、現場における含水比および湿潤密度による影響については、室内試験として実施したせん断試験によって表現しうるものとし、また、各含水状態に関して、泥水状態において作業することは全くないので、水によるシュー・ラグの摩耗による影響については、ここでは考えないこととした。また、土砂の粒子形状による影響に対しては、他の因子と比較して摩耗量との相関性は殆んどみられな

かった。

つぎに、土質試験よりえられた土砂の内部摩擦角 φ と平均粒径 m について a' 値との相関性を求めた結果、図-1 2.9および図-1 2.10となった。

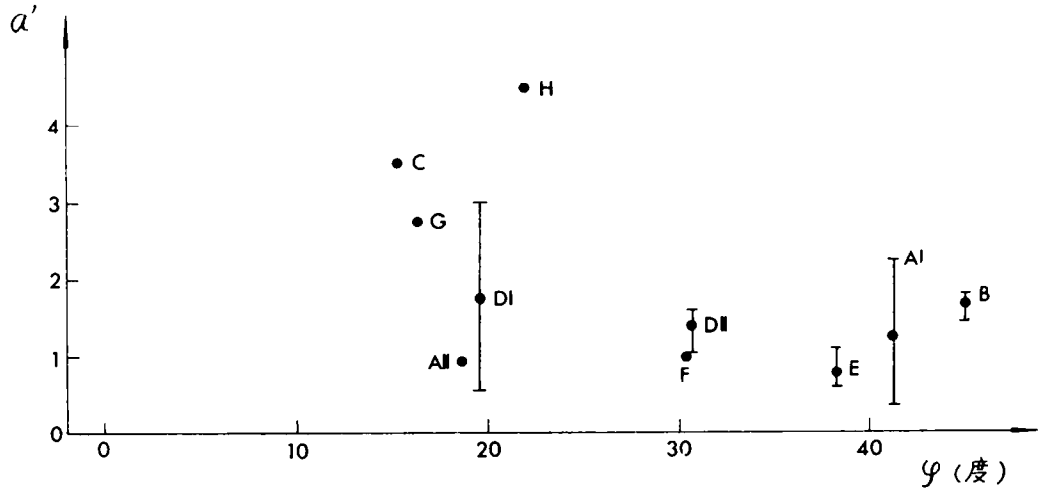


図-1 2.9 土砂の内部摩擦角 φ と a' 値との相関性

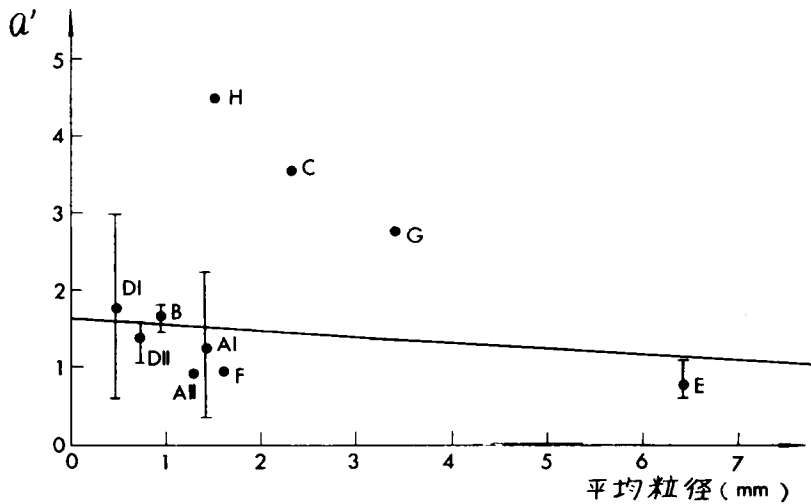


図-1 2.10 土砂の平均粒径と a' 値との相関性

図より明らかに、土砂の内部摩擦角と摩耗量との相関性はきわめて低いことが判明した。これは、試験土砂が粘土分、シルト分を殆んど含まない砂礫であり、前図-1 2.2に示したように、同一粒度に偏った粒度構成をなし、きわめて限られた粒度範囲において測定したことが一つの要因である。また粒度の粗い岩礫や玉石が混在している場合、そのせん断抵抗角は粗粒土の混在率に関係する⁶⁾。そのため、本実験において使用した試験機の大きさに制約されて最大粒径を4.8mmとせざるをえなかったことが、他の要因として考えられる。すなわち、シュー・ラグの摩耗量と内部摩擦角との相関性を

正確に把握するためには、小規模な一面せん断試験機だけでは不十分であり、大型のせん断試験機の開発⁷⁾やこれに代る現地試験の方法を考案し、測定する必要がある。また、土砂の内部摩擦角とその粒度分布との間には密接な関係があると予想されるので、連続した粒度分布を有する一連の天然土について、その粒度配合をTalbotの粒度配合式における定数である配合率および最大粒径によって表現し、締固め土に対するせん断試験によって求めた内部摩擦角との関係を追求した。その結果、気乾燥状態および最適含水比状態で締固めた土については、最大粒径が増加するとともに内部摩擦角は増大し、最大粒径を一定にした場合には、配合率は0.6～0.8の間で内部摩擦角は極大値となること。また、試料土が飽和状態にある場合には、配合率および最大粒径が増加するとともに内部摩擦角は増大する傾向がみられた。また、そのとき粒径の細かい土については、配合率の値が相当大きい方がよく締固まる傾向にあった。このように、土砂の粒度配合と内部摩擦角との間には関数関係が成立することを発見した。⁸⁾この場合、試料土の粒度分布は前図-1 2.1に示したように、また前表-1 2.1における均等係数および平均粒径の大きさからも、ほとんどの場合について多少のばらつきはあるが、その配合率は近似的に同じ値となることは明らかであり、粒度分布の形状はほぼ等しくなるので、一般に最大粒径、したがって平均粒径の増加とともに、内部摩擦角は増大すると考えられる。本試験結果においても、多少の例外はあるが、この傾向は認められた。つぎに、土砂の平均粒径と摩擦量との相関性については、図より明らかに、平均粒径が増大するほど摩擦量は減少する傾向がえられた。これは、土工機械が押上作業やリッピング作業などを行なうとき、軟弱な地盤ほどシュー・ラグ部分でスリップしやすいことと重要な関係がある。すなわち、平均粒径が減少するほどせん断抵抗角も減少し、地盤強度は軟弱となるために、機械がその最大けん引力を発揮する以前に、そのけん引抵抗力は地盤の強度に支配され、所定のけん引力を出しきらぬまま、スリップ現象を引き起すのである。この現象は、軟弱な地盤ほど起こりやすく、単位稼働時間あたりのスリップによる土砂と金属面との間の滑動距離が増大するために、摩擦量も増大したのであると考えられる。また、この場合はラグ底面に作用する垂直面圧については a' 値の定義より考える必要はなく、またラグ底面と接する土粒子はすべて金属面を滑動してひっかき摩擦を引き起こしていることを考えれば、第6章の式(6.17)において、土砂の金属面上の流動速度のみが a' 値を左右していることが判明した。なお、土砂によるひっかき摩擦量は、後述するように、粒径の大きさにかかわらず造岩鉱物の硬さが別の重要な要因となるのであり、この場合、現場H、CおよびGでは微粒鉱物である上、硬さがきわめて高いために a' 値は増大したのである。また、土砂の内部摩擦角については平均粒径の場合と同様に考えることができるのであり、内部摩擦角が増大するほど、機械のスリップ量が減少し、土砂と金属面との間の滑動速度が減少するために摩擦量は減少するのである。これが、シュー・ラグの摩擦特性であり、前章において述べた粒径の摩擦量に与える影響以上に、スリップ量で与えられる金属上の土砂の滑動速度が重要な因子となっていることが明らかとなった。

図-1 2.1 0に対して、回帰分析を行った結果、 a' 値と平均粒径 m との間に次式で示す関係式がえられたが、その相関係数 r は、つぎのようになった。

$$a' = -0.070m + 1.638 \quad (r = -0.13) \quad (1.2.2)$$

つぎに、土岩の風化程度を表現する比重、岩の吸水量およびロサンゼルスすりへり減量とシュー・ラグの摩耗量 a' 値との相関性を求めた結果、図-1 2.1 1、図-1 2.1 2および図-1 2.1 3をえた。一般に土岩の比重は土岩を構成する種々の鉱物成分の複合体としての比重を測定しているために、相互の比較を行なう場合には平均的な値として評価される。また、この比重の大きさは岩石の硬さや圧縮強度との相関性が高いばかりでなく、松尾・西田³⁾が指摘しているように長石類の風化にともなって比重が著しく低下することにより、土岩全体の風化程度を知る上において重要な目安となるのである。この風化の程度は、土岩の破碎性と関連するものであり、金属面の摩耗に關与する土岩粒子の貫入力大きさに影響を与えるものである。一方、硬さの高い石英粒子や充填物質は風化作用によってほとんど変化せず、他の造岩鉱物が風化して、比重が減少し強度低下を起した場合にも、硬さの高い微粒鉱物として混在する。そのために、土岩全

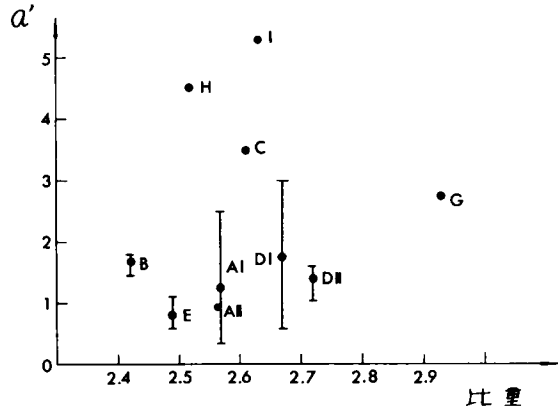


図-1 2.1 1 土岩の比重と a' 値との相関性

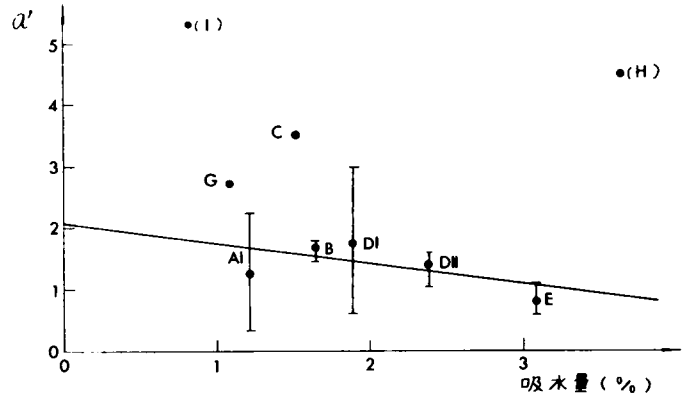


図-1 2.1 2 岩石の吸水量と a' 値との相関性

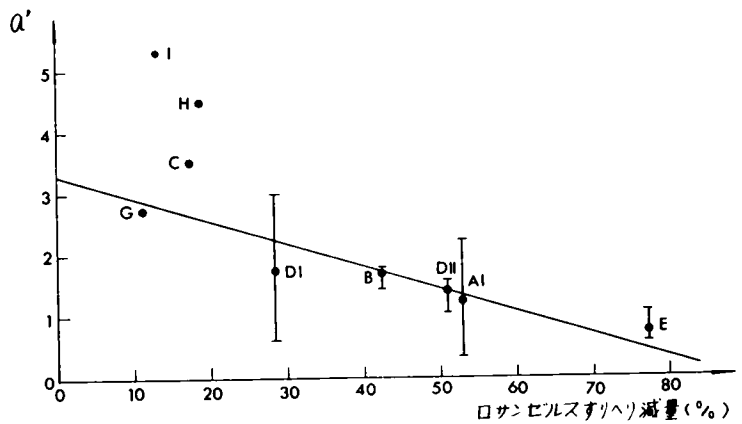


図-1 2.1 3 岩石のロサンゼルスすりへり減量と a' 値との相関性

体の比重が小さい場合でも硬さの高い微粒鉱物が混入しているときは、金属の摩耗量は増大するのである。このように、比重が増大するとともに土岩全体の強度は増加し、金属の摩耗量も増大する反面比重の大きさは無関係に硬さの高い微粒鉱物の存在による摩耗量増大という全く逆の現象も同時に発生するのである。そのために、図より明らかに土岩の比重と a' 値との相関性はきわめて小さいことが判明した。つぎに岩石の吸水量の大きさは、風化作用にともなう岩石内部の空隙や亀裂などの発達領域の大きさや破碎性などの風化程度を示唆するものであり、一般に吸水量の増加とともに摩耗量は急速に減少していく傾向がある。しかし、この傾向は同質岩石相互の風化程度の差異による吸水量と摩耗量の関係であり、本試験において実施した異種岩石間については、それぞれの構成鉱物の硬さ分布も異なるために、かなりのばらつきがみられるが、一応吸水量の増加とともに摩耗量は減少する傾向にあった。回帰分析を行った結果、 a' 値と吸水量 w (%)との間には次式で示す関係式が成立した。また、その相関係数 r はつぎのようになった。

$$a' = -0.318w + 2.031 \quad (r = -0.28) \quad (12.3)$$

なお、上式は、現場HおよびIにおける測定値を除いて算定した。つぎに、岩石の破碎性について直接試験を行って求めたロサンゼルスすりへり減量 u (%)とシュー・ラグの摩耗量 a' 値との相関性について回帰分析を行った結果、両者の間には次式で示す関係式が成立した。また、その相関係数 r はつぎのようになった。

$$a' = -0.037u + 3.291 \quad (r = -0.64) \quad (12.4)$$

以上、土岩の風化程度を表現する物理量として、比重、吸水量およびロサンゼルスすりへり減量の三通りについて、シュー・ラグの摩耗量との相関性について求めた結果、土岩の破碎性が増大するほど摩耗量が減少する反面、硬さの高い微粒鉱物の存在が別の要因として摩耗量を左右するために複雑な現象を呈していることが明らかとなった。その中でも、ロサンゼルスすりへり減量と摩耗量との相関係数が最も高い値を示したことは、重要な因子として評価することができる。

最後に、金属の摩耗に直接関係する土砂や岩の母体となる岩石について、その造岩鉱物の特性および岩石の力学特性とシュー・ラグの摩耗量との相関性について整理した。まず、造岩鉱物の種類として石英、石英と充てん物質および充てん物質の三通りの含有量と a' 値との相関性を求めた結果、図-12.14、図-12.15および図-12.16となった。また、岩石の圧縮強度とショア硬さについて a' 値との相関性を求めた結果を図-12.17および図-12.18に示した。さて、岩石鉱物を分類すると数多くの種類があり、簡単に分析することは困難であるが、偏光顕微鏡下で視察できる範囲の石英、長石類、雲母およびその他の充てん物質に大別すると、一般に金属の土岩による研削摩耗に、より効果的に作用するのは硬さの高い石英粒子などが考えられる。したがって、まず、各作業現場における岩石について、石英含有量と a' 値との相関性を求めた結果、図-12.14に示したように、相当のばらつきが見られ、一般的な傾向を見出すことができなかった。この方法は、石英、長石類および雲母だけで構成された岩石間の比較を行なうときには有効であるが、この場合のように種々の岩石を対象とする場合には、他の要因について詳細に検討してゆく必要がある。

石英以外の造岩鉱物の中で、電気石などの特殊なものを除き、ほとんどの鉱物は化学作用による風化や物理的風化などによって、ある程度風化されているのが普通である。⁹⁾ そのため鉱物固有の硬さや比重は低下すると考えられる。したがって、金属の摩耗に重要な影響を及ぼすと考えられる鉱物としては、風化されにくい石英粒子とそれと同程度の硬さを有するガラス質の石基および岩掘削などで未だ風化の進行し

ていない現場で石英相当の鉱物を有する場合について重点的に分析した。すなわち、風化速度のはやい雲母類や長石類はとりのぞき、石基および重鉱物として知られる橄欖石、輝石や角閃石などについて調査し、検討した。前表-1 2.2に示した鉱物分析試験の結果、石英、長石類と雲母だけを含有する岩石については石英含有量で評価できるとし、他の鉱物を含有する岩石C、G、HおよびIについて述べる。岩石Cは、前表-1 2.2に示した3種類の岩に分類され、接触変成作用を受けてできた無方向性の細粒の変成岩であるホルンフェルスであり、その起源

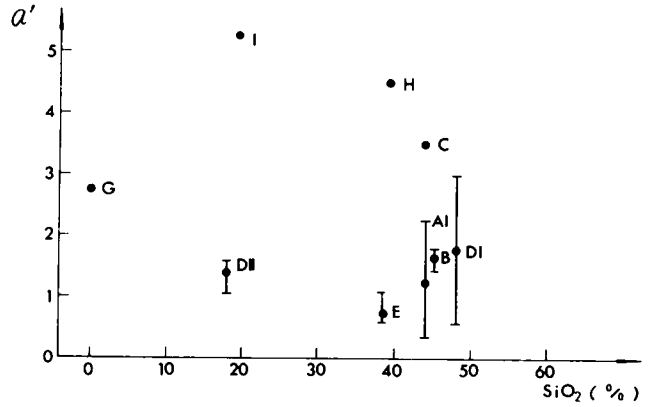


図-1 2.1 4 岩石の石英含有量と α' 値との相関性

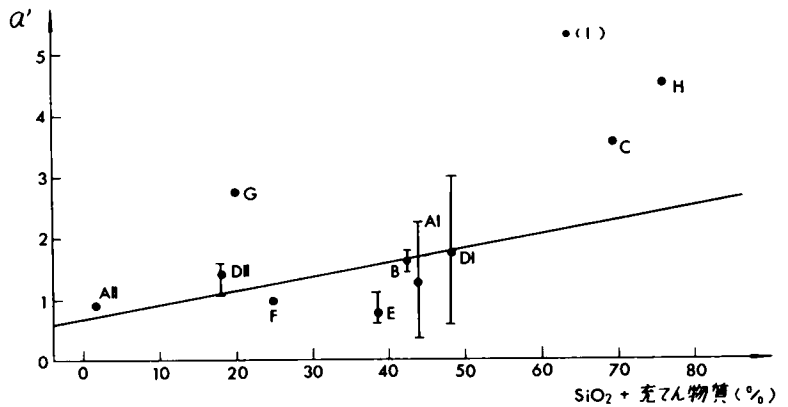


図-1 2.1 5 岩石の(石英+充てん物質)含有量と α' 値との相関性

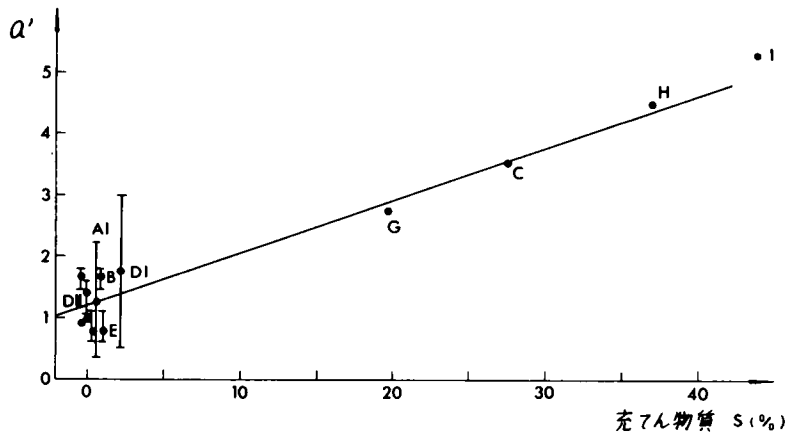


図-1 2.1 6 岩石の充てん物質含有量と α' 値との相関性

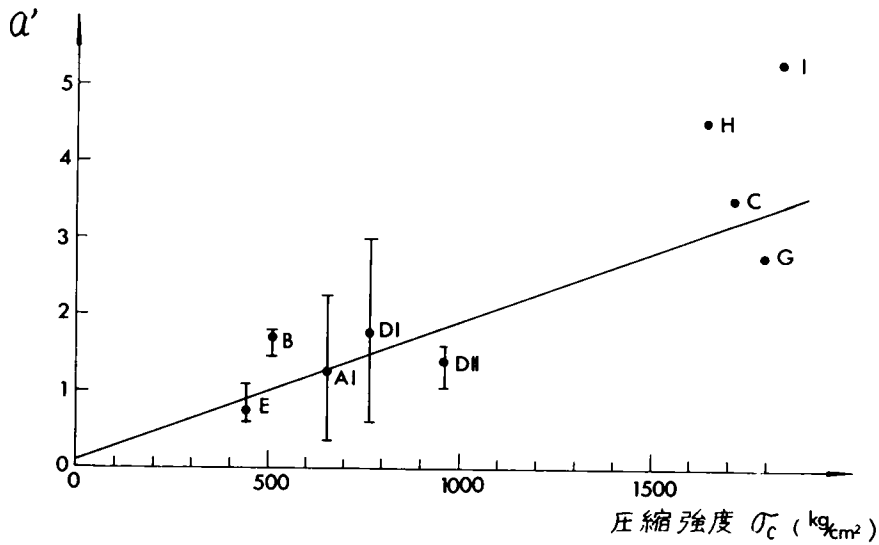


図-1 2.1 7 岩石の圧縮強度と a' 値との相関性

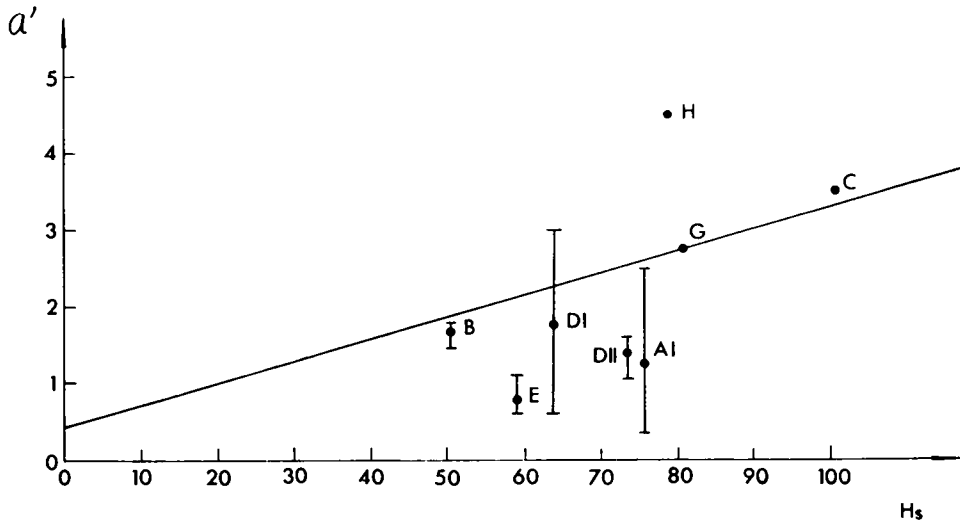


図-1 2.1 8 岩石のショア硬さ H_s と a' 値との相関性

は輝緑凝灰岩、泥質岩およびチャートである。輝緑凝灰岩のホルンフェルスの鉱物組成は、ほとんどが斜長石であり、中に磁鉄鉱および緑泥石が存在し、全体として空隙の多い岩石であった。この顕微鏡による観察結果を写真撮影し、写真-1 2.7に示した。また、泥質岩のホルンフェルスの鉱物組成は斑晶として石英が大部分であり、わずかに斜長石が存在しており、石基が70%を占め、ガラス質の硬さの高い物質が、斑晶の間を充てんしていた。中にわずかの方解石が存在していた。全体として黒色を呈し、熱によって再結晶しており、石基を形成する微粒のガラス質の部分が石英粒と同程度の硬さを有すると考えられる。その顕微鏡観察の結果を写真-1 2.8に示した。また、チャートの再

結晶したものは、写真-1 2.9に示した顕微鏡観察の結果より明らかに、石英粒および微細な石英粒子の集合体として、珪岩を形成していることが判明した。なお、現場Cより採取した土砂について鉱物組成分析を行った結果、長石類が大部分を占めているのは上述の3種類の岩のうち、輝緑凝灰岩のホルンフェルスの風化分解したものと推定される。

また、岩石Gは橄欖石玄武岩であり、鉱物組成の大部分は斜長石で、橄欖石および磁鉄鉱が混在していた。その顕微鏡観察の結果を写真-1 2.10に示す。この現場Gにおける土砂に関する鉱物組成分析の結果、磁石で分析された有色鉱物が大半を占めているのは、斜長石が風化によって消滅した後残存した橄欖石および磁鉄鉱であると推定される。

また、岩石Hは砂岩であり、その鉱物組成は、写真-1 2.11に顕微鏡観察結果を示したように、斑晶として石英、斜長石およびカリ長石が点在し、その間には密で硬いガラス質の石基で充てんされていた。また、この岩の吸水量は高くかなり風化は進行しているが、硬さの高い石英および石基は全体の70パーセント以上を占めていることが判明し、これが金属の摩耗量増大の要因であると推定される。また、岩石Iは、前表-1 2.2に示した3種類の岩に分類される。石基のきわめて多く発達した流紋岩、石英粒子に富んだ花崗岩および石基、石英の混在する石英斑岩であり、いずれも圧縮強度がきわめて高い値を示し、またロサンゼルスすりへり減量、吸水率とも小さく、ほとんど風化されていないことが判明した。

これらの顕微鏡写真を写真-1 2.12、

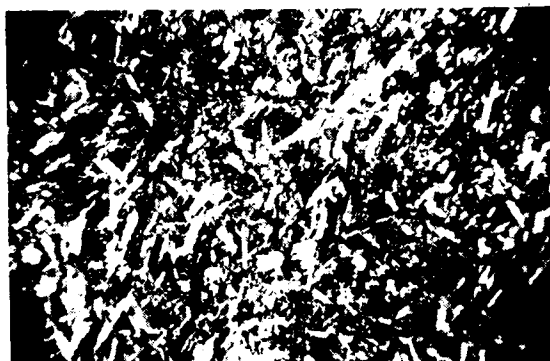


写真-1 2.7 輝緑凝灰岩ホルンフェルス
(現場Cより採取, 十字ニコール × 40)

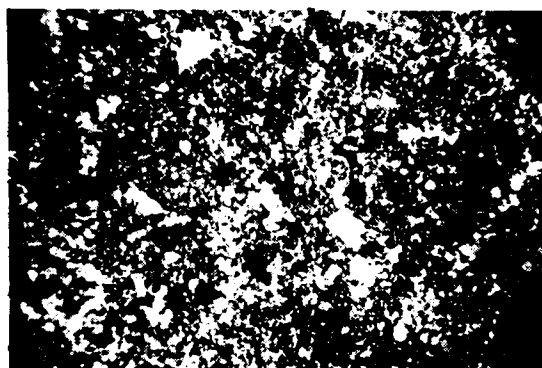


写真-1 2.8 泥質岩ホルンフェルス
(現場Cより採取, 十字ニコール × 40)

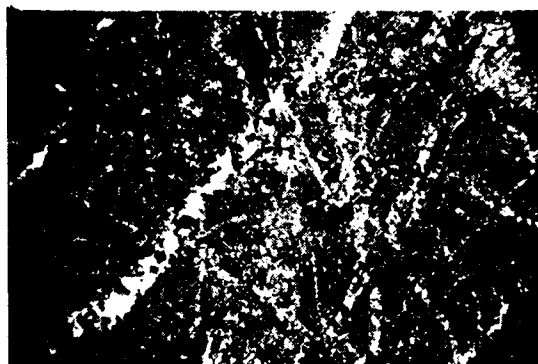


写真-1 2.9 チャートの再結晶したもの
(現場Cより採取, 十字ニコール × 40)

1 2.1 3 および 1 2.1 4 に示す。

さて、硬さの高い石英、および石基や他の硬さの高い鉱物で構成される充てん物質の含有量が、シュー・ラグの摩耗量にかなりの影響を及ぼしていると考えられる。この場合、充てん物質として、岩石Cについては硬さの小さい方解石と緑泥石を除いた石基および磁鉄鉱の含有量とをとり、3種類の平均値で整理し、また岩石Gについては硬さの高い燧矽石、磁鉄鉱の含有量に対して整理した。図-1 2.1 5 よりシュー・ラグの摩耗指数 a' 値と石英と充てん物質との含有量との和 t との相関性について回帰分析を行った結果、次式で示すようになった。また、その相関係数 r はつぎのように算定された。

$$a' = 0.024 t + 0.609 \quad (r = 0.42)$$

(1 2.5)

上式より明らかに、石英含有量のみで整理した場合よりも相関性は上昇している。しかし、そのばらつきの原因については種々の因子が考えられるが、中でもシュー・ラグのスリップ量が一定でないこと、風化程度の正確な判定が困難であることなどである。さらに、鉱物組成分析の結果えられた石基等の充てん物質のみをとりあげ、 a' 値との相関性を求めた図-1 2.1 6 より、 a' 値と充てん物質の含有量 S との間には回帰分析の結果、次式で示す関係式がえられた。

$$a' = 0.086 S + 1.208 \quad (r = 0.97)$$

(1 2.6)

また、その相関係数は 0.97 と算定され、

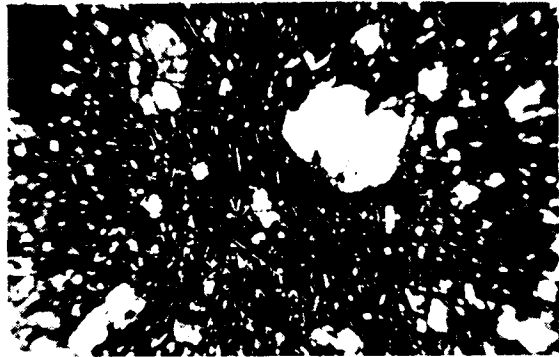


写真-1 2.1 0 橄欖石玄武岩（現場Gより採取，十字ニコル × 40）

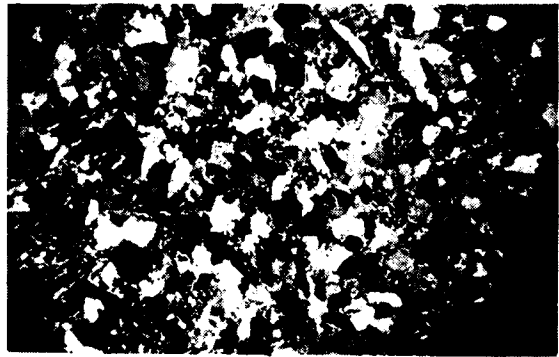


写真-1 2.1 1 砂岩（現場Hより採取，十字ニコル × 40）

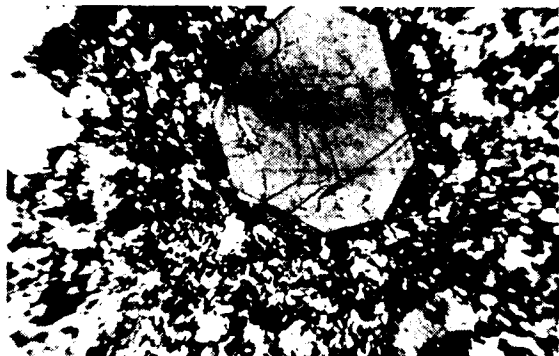


写真-1 2.1 2 流紋岩（現場Iより採取，十字ニコル × 40）

両者の間にはきわめて高い相関性のあることがわかった。測定データがあまり多くないので確定的なことはいえないが、硬さの高い石基などの充てん物質の存在が石英粒子以上にシュー・ラグの摩耗に重要な影響を及ぼしていることは明らかである。

したがって、結局、シュー・ラグの摩耗量を支配する要因は、岩石中に含まれる硬さの高い石基などの充てん物質および石英とともに風化の程度によって定められる長石類などの硬さ分布であることが判明した。

さて、これらの要因を適格に表現しうる物理量として岩石の圧縮強度およびショア硬さがあり、斑晶の間を充てんする石基の存在が岩石全体の強度を増大せしめ、また、他の鉱物の硬さが風化によってどの程度減退するかは、岩石の風化による強度低下によって推察することができる。図-1.2.1.7より、 a' 値と単軸圧縮強度 σ_c の間には、次式で示す関係が成立し、その相関係数はつぎのように算定された。

$$a' = 0.002\sigma_c + 0.117 \quad (r=0.78) \quad (12.7)$$

また、図-1.2.1.8より、 a' 値とショア硬さ H_s との間には、つぎに示す回帰方程式が成立し、その相関係数はつぎのように算定された。

$$a' = 0.029H_s + 0.455 \quad (r=0.35) \quad (12.8)$$

以上、シュー・ラグの摩耗量を支配する要因について土岩に関する種々の因子について分析し、解析した結果、その摩耗指数 a' 値は種々の因子によって構成されており、中でも相関性の高い因子としては、鉱物分析によってえられた石基などの充てん物質の含有量、岩石の単軸圧縮強度およびロサンゼルスすりへり減量であることが判明した。

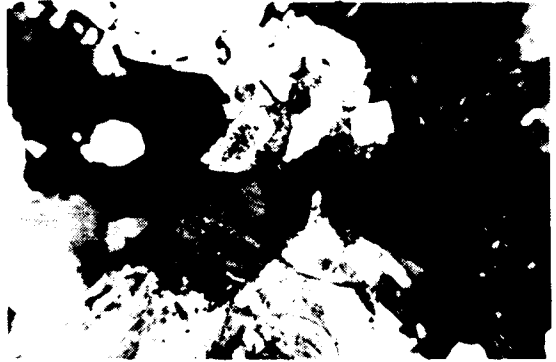


写真-1.2.1.3 花崗岩(現場Iより採取
十字ニコール ×40)

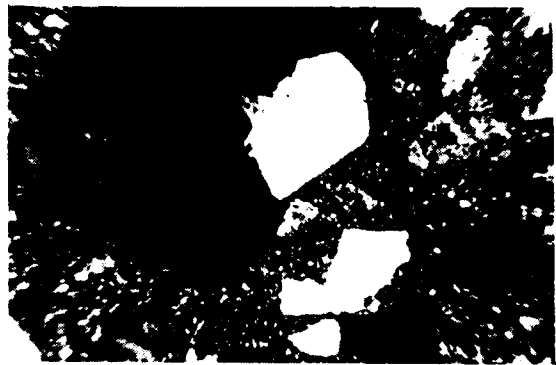


写真-1.2.1.4 石英斑岩(現場Iより採取
十字ニコール ×40)

12.5 結 論

トラック・シューのラグの摩耗特性を解明するために、主として土岩の性状特性との相関性について究明した。その結果を要約するとつぎのようになる。

- (1) シュー・ラグの摩耗の主たる発生原因は、トラクターが地盤の性状によって設定される最大けん引力の極限状態において稼働するために、シュー・ラグと地盤との間に苛酷なスリップ現象にもなうひっかき摩耗を発生せしめていることおよびラグの岩表面への衝撃的押付力などである。また、その摩耗量を支配する重要な因子としては、シュー・ラグの金属硬さ、接触面圧、単位稼働時間あたりのスリップ量および土岩の性状特性などである。
- (2) 実際の土工現場において稼働しているトラクターのシューのラグ高さの経時変化について調査した結果、ラグの摩耗量 M と稼働時間 H との間には次式で示す直線関係が近似的に成立した。

$$M = a H$$

ここに、係数 a はその作業現場における諸特性によって変化するので、一定の稼働時間に対して相互の比較を行うことができる。なお、シュー・ラグの摩耗量と土岩の性状との相関性を求めるために、係数 a の値に金属硬さ H_v を乗じ、平均接触面圧 p で除した値を a' 値とした。

- (3) 各作業現場より採取した土砂について、土質試験を行った結果、いずれもその粒度構成は砂礫分に偏っていたこと、およびせん断試験機の大きさにも問題があり、 a' 値と内部摩擦角との相関性はきわめて低いことが判明した。しかし、平均粒径と a' 値との相関性はわずかに存在し、平均粒径が増大するほど摩耗量は減少する傾向をみせた。これは、粒径の小さい軟弱地盤ほどシュー・ラグの部分でスリップしやすいことと関係がある。
- (4) 岩石の風化程度を表現する比重、吸水量およびロサンゼルスすりへり減量と a' 値との相関性については、岩石の風化にともなう岩石全体の強度低下とは逆に、風化されない硬さの高い微粒鉱物の存在が摩耗量に大きく影響を与え、その相関性を低下せしめる傾向にあるが、ただロサンゼルスすりへり減量との相関性だけは高く、その相関係数は0.64であった。
- (5) 岩石の鉱物組成分析試験の結果、シュー・ラグの摩耗量を支配する要因は、岩石中に含まれる硬さの高い石基などの充てん物質であり、その相関係数はこの場合、0.97となり、高い相関性を示した。また、一般的には、硬さの高い充てん物質および石英とともに風化の程度によって定められる長石類などの硬さ分布であり、これらの要因を適格に表現しうる物理量として岩石の圧縮強度と摩耗量との相関性はかなり高く、この場合、相関係数として0.78をえた。

以上、シュー・ラグの摩耗指数 a' 値を支配する土岩に関する種々の因子について分析し、解析した結果、最も相関性の高い因子としては、岩石の鉱物分析によってえられた石基などの硬さの高い充てん物質の含有量、単軸圧縮強度およびロサンゼルスすりへり減量であることが明らかとなった。

参 考 文 献

- 1) 梶昭治郎, 室達朗: 第27回土木学会年次学術講演会講演集 (昭47.10)
- 2) 梶昭治郎, 室達朗: 建設の機械化, 275 (1973)
- 3) Shinichiro Matsuo and Kajuhiko Nishida: Soils and Foundations, (1968) 10.
- 4) 小田匡寛, 榎本文勇, 鈴木正: 土と基礎, 19-2 (1971) 5.
- 5) 井上広胤: 土木学会論文集, 101 (1964) 15.
- 6) 川上浩, 阿部広史: 土木学会論文報告集, 183 (1970.11) 55.
- 7) 山野隆康: 北海道開発局土木試験所報告, 52 (昭45.2) 1.
- 8) 室達朗: 粉体工学, 3-9 (昭41.9) 29.
- 9) C. D. Ollier, 松尾新一郎監訳: 風化-その理論と実態, ラテイス刊(1971) 84.

第13章 インパクトクラッシャー用 打撃刃の摩耗特性¹⁾

13.1 概 説

土木材料として重要な碎石を製造する碎石機械について、その作業部分である金属材料の岩石塊による摩耗劣化は著しく、碎石粒度の調整が困難となるばかりでなく、部品の交換に際しては多大の時間と経費を要している現況である。これらの諸問題を打開し、最も合理的な砂石法を早急に念出する必要がある。そのために、まず岩石塊による金属材料の摩耗機構について解明し、その摩耗特性を正確に把握することが重要であり、この摩耗現象に関する基礎的知識に基いて十分合理的な摩耗対策を樹立していくことが肝要であると考えられる。

ここでは、インパクトフラッシャー用打撃刃の岩石塊による摩耗特性について考察した。この場合の摩耗機構は、主として、岩石塊および破碎された粒子による衝撃作用をともなうひっかき摩耗であると考えられる。また、岩石粒子が高速度で金属材料と衝突する場合には必然的に温度は上昇し、高速高温状態における摩耗として複雑な現象を呈するのである。例えば、D. R. Miller²⁾は超高速高荷重下でSiCやAl₂O₃などの硬い鉱物の鋼に対する摩耗現象について詳細な研究を行っており、比較的低速度域においては熱衝撃などによって破碎された鉱物の細粒が鉱物の表面に貫入し、これがひっかき作用をするために摩擦抵抗は比較的小さいが摩耗量は増大すること、また、高速度域においては鋼が溶融して、かたい鉱物粒の表面に付着するために鋼同志の摩擦となり摩擦抵抗は増大するが、摩耗量は比較的減少することなどについて明らかにした。このように、岩石粒が高速度で金属体と衝突する場合に発生する衝撃作用をともなうひっかき摩耗においては、局所的な温度上昇に対する基本的な摩耗特性を把握しておく必要がある。

まず、この衝撃作用をともなうひっかき摩耗現象を金属体と衝突する噴射砂流によって再現し、基礎的な実験を行った。金属の摩耗量に及ぼす噴砂流の流速、金属面と噴砂流の衝突角度、および金属硬さの影響について二、三の実験的考察を行い、さらに摩耗履歴曲線を求めて金属の加工硬化現象の有無について考察した。

つぎに、実際のインパクトクラッシャーを使用し、打撃刃の岩石塊による摩耗劣化に関して現場試験を実施した。供給原石として石英斑岩および硬質砂岩を使用し、種々の金属材料で製作された打撃刃の摩耗量についてその経時変化を実測し、相互の相関性について比較検討を行った。

13.2 衝撃性ひっかき摩耗に対する基礎実験

13.2.1 実 験

(a) 実験装置とその方法

噴砂流発生装置および供試体支持台については、図-13.1にその機構概略図を示したように、容量200ℓ、最大空気圧7.0kg/cm²まで圧縮可能なエア・コンプレッサー、タンクの直径50

cm, 高さ150cmのサンドブラスト機および噴砂孔ノズルを備えた金属供試体支持台である摩耗試験機から構成されており, エアー・コンプレッサーによって圧縮された空気はバルブ V_1 を通過して, 砂槽とその下部に位置する砂混合部へ誘導され, バルブ V_2, V_3 を開けば砂を含んだ圧縮空気がノズルへ

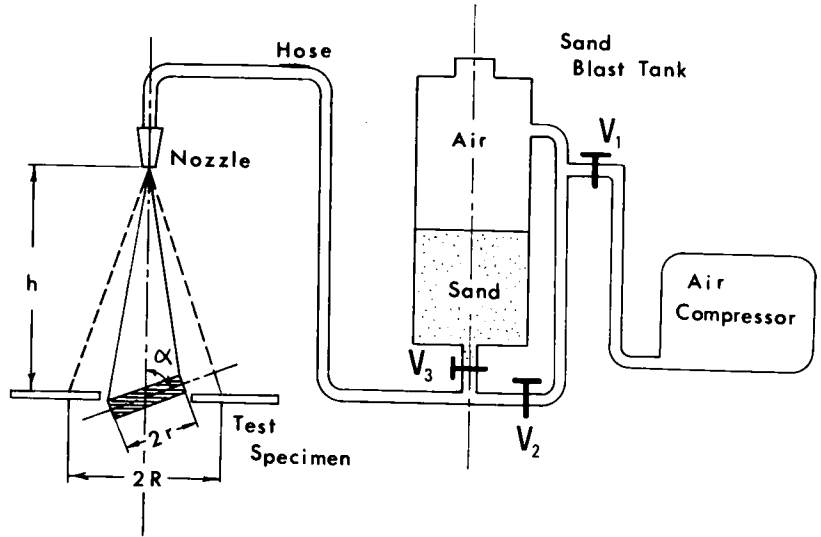


図-1 3.1 実験装置および機構概略図

と誘導されるのである。砂粒子の混合率はバルブ V_3 の開き加減で調節できる機構となっている。そして, 同図左端において鉛直に固定されたノズル(内径8mm)から噴砂された砂粒子が, 下方において所定の角度に設置された金属供試体と衝突して, これを摩耗せしめるものである。

試料土砂は, 空気乾燥状態において2.0mmのふるいを通過した硬質砂粒子を使用し, 総重量4.25kgを秤量してサンドブラストの砂槽タンク内に入れ, 1回の噴射砂量とした。

また, 金属供試体は後述する種々の材質によって製作し, 図-1 3.2に示したように, 厚さ30mm, 直径90mmの円板形に成形して支持板にとりつけ, 支持板とともに噴砂流の方向とのなす角度 α を 10° 毎に傾斜し, 10° より 90° まで変化させ, 砂粒子の衝突角度による摩耗特性について一連の摩耗試験を行った。実験操作としては, まずコンプレッサーの空気圧を5気圧に保ち, バルブ V_1 を開きサンドブラストのタンク内の空気圧が3気圧を示すと同時にバルブ V_2 を開き, 続いて V_3 を開きタンク内の砂粒子が完全になくなるまで, ノズルより噴射させた。この場合, タンク内の空気圧は3気圧に保たれており, 空気流中の砂密度は常に一定となっている。金属供試体の摩耗減量は, 試験前および試験後においてエーテルとベンゼンで洗浄した後, 最大秤量10kg, 感量10mgの大型化学天秤で計測を行い, 両者の重量差として算出した。

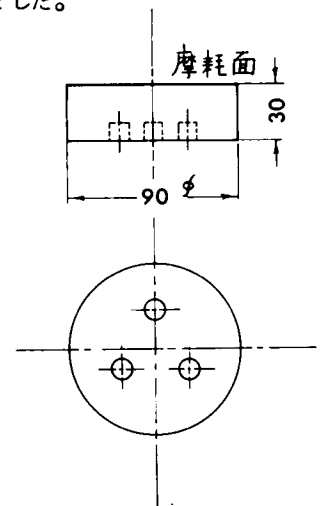


図-1 3.2 金属供試体の形状寸法

(b) 試料土砂および金属供試体

噴砂用試料土砂として, 花崗岩を碎石した砂および滋賀県琵琶湖湖底より採取した硬質砂の2種類を選定した。それぞれ, サンドブラストの機能に適應させるため, 2mmのふるいを通過した砂

を使用した。図-1 3.3にその粒径加積曲線を示した。花崗岩碎石砂は平均粒径1.20mm, 均等係数1.44であり, かなり均一な粒径粒子で構成され、ショア硬さは70.3で、修正円摩度0.29の角張った粒子であった。また、琵琶湖砂は、平均粒径0.70mm, 均等係数2.16であり, かなり

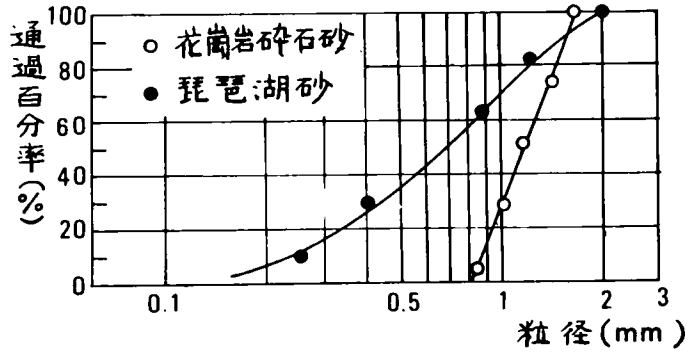


図-1 3.3 試料砂の粒径加積曲線

配合のよい粒径粒子で構成され, ショア硬さは68.5で、修正円摩度0.31の比較的丸味を帯びた砂粒子であった。なお、これらの試料土砂はいずれも気乾燥状態において使用し、摩耗試験においては常に新鮮試料土砂を供給して試験条件を一定に保持した。

つぎに、金属供試体の材質は、表-1 3.1に示したように、一般構造用圧延鋼、炭素工具鋼および機械構造用炭素鋼の各鋼材より計5種類を選定し、種々の硬さに熱処理を行なって計10個の金属供試体を作成した。また、同表にそれぞれの化学組成、熱処理の内容および試験前および試験後のビッカース硬さを示してある。

表-1 3.1 金属供試体の材質と硬さ測定

記号	材 料 名	化 学 組 成 (%)	熱 処 理 の 内 容	ビッカース硬さ	
				試験前	試験後
A	一般構造用圧延鋼 JISG 3101(1970)SS-41	P<0.050, S<0.050	未 処 理	183	181
B	機械構造用炭素鋼 JISG 4051(1965)S55C	C 0.52~0.58, Si 0.15~ 0.35, Mn 0.60~0.90, P< 0.030, S<0.035	焼もどし560°C急冷	304	348
C	"	"	焼もどし200°C急冷	716	728
D	炭素工具鋼 SK-3 JISG 4401(1965)	C 1.01, Si<0.35, Mn< <0.50, P<0.030, S<0.030	焼もどし500°C急冷	395	434
E	機械構造用炭素鋼 JISG 4051(1965)S35C	C 0.37, Si 0.15~0.35 Mn 0.60~0.90, P<0.030 S<0.035	焼もどし200°C急冷	587	598
F	機械構造用炭素鋼 JISG 4051(1965)S45C	C 0.42~0.48, Si 0.15~ 0.35, Mn 0.60~0.90, P<0.030, S<0.035	焼もどし720°C急冷	203	234
G	"	"	焼もどし500°C急冷	305	328
H	"	"	焼もどし400°C急冷	430	451
I	"	"	焼もどし320°C急冷	500	518
J	"	"	焼もどし210°C急冷	590	602

1 3.2.2 実験結果と考察

(a) 噴射角度 α と摩耗量の関係

前図-1 3.1 に示したように、ノズルから噴射される噴砂流の方向と金属供試体の面とのなす角度 α が変化した場合、実際に金属面と衝突する砂粒子の量は噴射角度 α の大きさに応じて変化する。したがって、噴射角度の摩耗量に及ぼす影響を明らかにするために、摩耗量の単位は、各試験に対する全摩耗重量を金属供試体の被摩耗面積とそれに衝突した砂の重量の積で除した値として、 $g/cm^2 \cdot g$ とした。すなわち、金属面の単位面積および衝突した砂の単位重量あたりの摩耗減量 W に対する、噴射角度 α の影響について検討した。前図において、金属供試板と衝突する噴射砂の領域を半径 R の円とし、金属供試体の円板の半径を r 、一回の全噴射砂量を T_s 、金属供試体の全摩耗量 M とすると、単位摩耗減量は次式で算定される。

$$W = \frac{M}{\pi r^2 T_s \left(\frac{\pi r^2 \sin \alpha}{\pi R^2} \right)} \quad (g/cm^2 \cdot g) \quad (13.1)$$

花崗岩碎石砂を使用し、総重量4.25 kgを金属供試体IおよびFに噴射させたときの噴射角度の摩耗量に及ぼす影響について実験した結果、図-1 3.4、図-1 3.5となった。また、初期摩耗と定常摩耗状態において金属供試体Aについて同じ試験を行った結果、図-1 3.6(a)(b)に示すようになった。この場合、噴射砂量は初期摩耗において、4.25 kg、定常摩耗状態において2.125 kgとした。いずれの場合にも、噴射角度20°近傍において摩耗量は最大値をとり、噴射角度がさらに増大すると次第に減少していく傾向を示した。

(b) 実験式

本実験においては、砂粒子を金属供試体に衝突させるために圧縮空気によって加速させているので空気流速が同じであっても、砂粒子の大きさが異なる

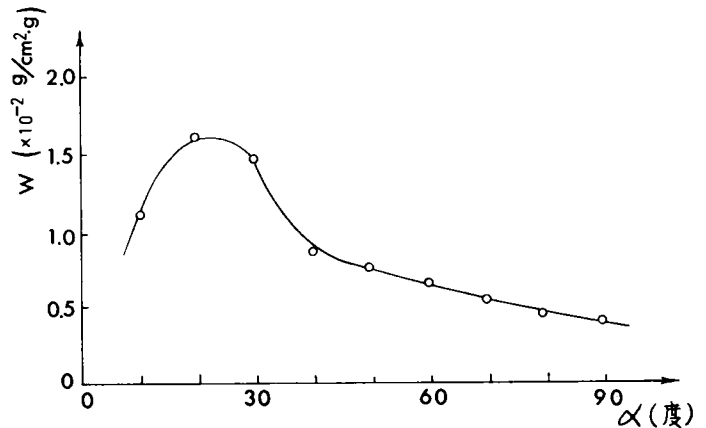


図-1 3.4 I材に対する単位摩耗量 W と衝突角度 α との関係(噴射砂量4.25 kg)

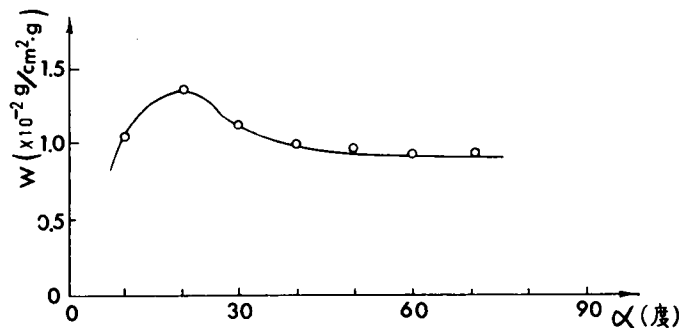


図-1 3.5 F材に対する単位摩耗量 W と衝突角度 α との関係(噴射砂量4.25 kg)

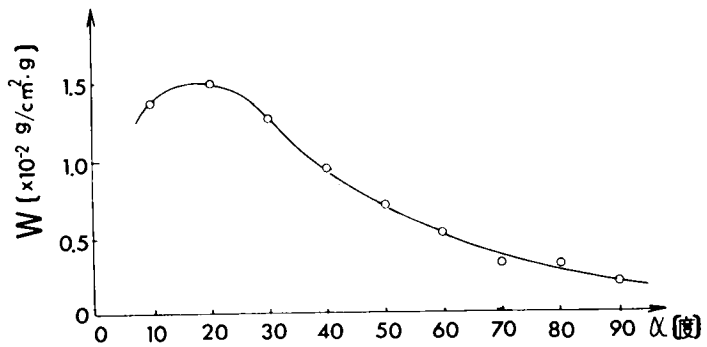
と粒子速度は変化するのである。そこでノズルの位置における空気流速と砂粒子の速度との関係について算定した結果、図-1 3.7に示したように、両者ともに直線関係にあることが判明した。さて、Iain Finnie³⁾は、流体中の固体粒子による金属面の衝撃作用をとまなうひっかき摩耗現象について解析し、実験式を誘導している。すなわち、砂粒子が衝撃をとまなうて金属面を塑性的にひっかいていく様子を、図-1 3.8と仮定し、1個の砂粒子によって削りとられる金属の重量 q は、粒子速度 v 、金属の塑性流動抵抗 p および衝突角度 α に対して次式で与えられることを実証した。

$$q = f_1(I) \frac{mv^2}{p} \left[\sin 2\alpha - \frac{\sin^2 \alpha}{f_2(I)} \right] \quad (13.2)$$

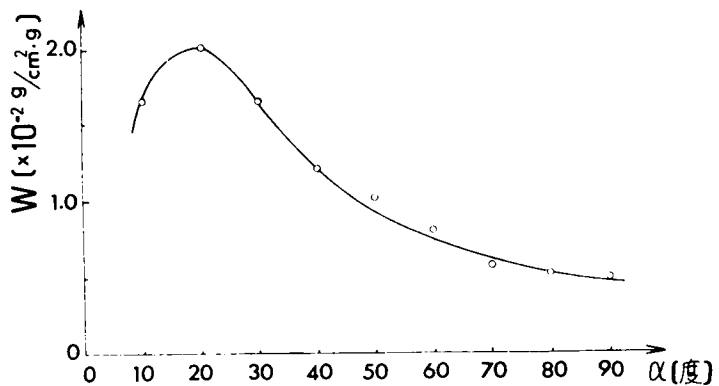
$$0^\circ < \alpha < \tan^{-1} f_2(I)$$

$$q = f_1(I) \cdot f_2(I) \frac{mv^2}{p} \cos^2 \alpha \quad (13.3)$$

$$\tan^{-1} f_2(I) < \alpha < 90^\circ$$



(a) 初期摩耗



(b) 定常摩耗

図-1 3.6 A材の初期摩耗および定常摩耗状態における単位摩耗量 W と衝突角度 α との関係

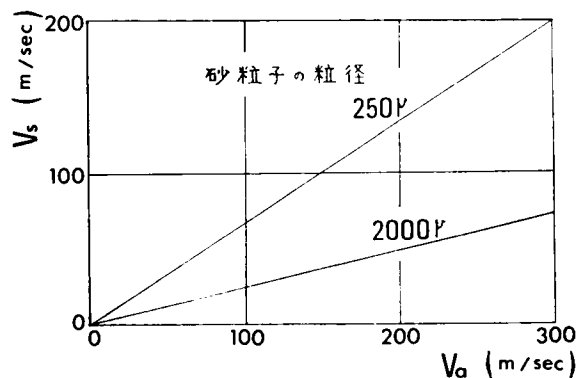


図-1 3.7 噴射孔における空気流速 V_a と砂粒子速度 V_s との関係

ここに、 m は土粒子の質量であり、 $f_1(I)$ 、 $f_2(I)$ は砂粒子の大きさや形状などによってきまる定数である。

つぎに、この実験式が本実験における噴砂流についても全く同じ条件で成立していることを検証する。上式において、係数 $f_2(I)$ に、0.25、0.50……2.00を代入して計算した結果、図-1.3.9に示す曲線をえた。前図-1.3.4～図-1.3.6より明らかに、衝突角度 α に対する摩擦特性曲線は、本実験において使用した試料土砂に対して、 $f_2(I)=0.50$ に相当する曲線ときわめてよく一致することが判明した。この場合は、仮に $f_1(I) \cdot m v^2 / p = 1$ として計算した。つぎに、上式において $m v^2$ なる項は砂粒子の運動エネルギーを表現しているが、別の実験より摩擦量が速度の2乗が比例し、運動エネルギーの大きさに直接比例することを実証する。金属供試体Aについて、空気流速を変化させた場合の各摩擦量を実測し、その結果を両対数紙上に図示すると図-1.3.1.0となった。図より明らかに、単位摩擦量 W は、空気流速 V_a の2乗に比例し、次式が成立することが判明した。

$$W \propto V_a^2$$

$$(1.3.4)$$

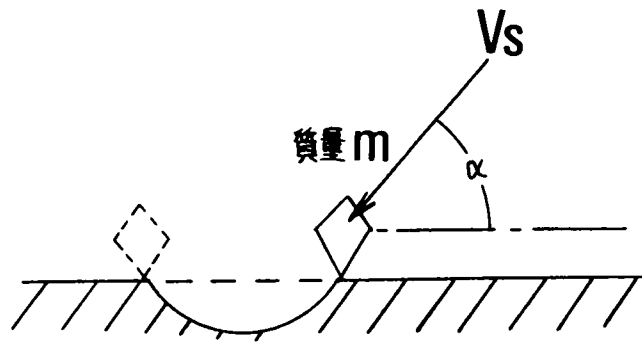


図-1.3.8 金属供試体に衝突した砂粒子の運動状態

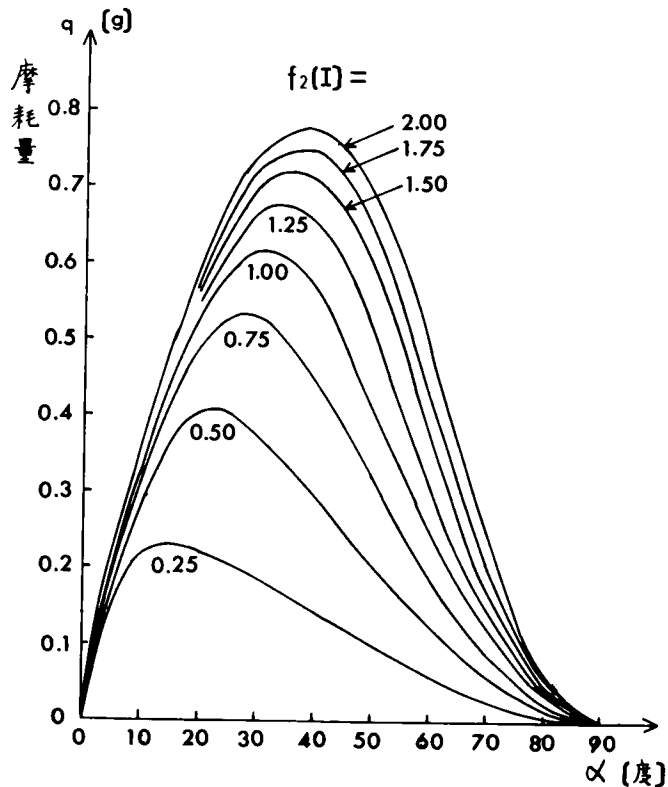


図-1.3.9 実験式(1.3.2)、(1.3.3)より誘導した摩擦量 q と噴射角度 α との関係

ることを実証する。金属供試体Aについて、空気流速を変化させた場合の各摩擦量を実測し、その結果を両対数紙上に図示すると図-1.3.1.0となった。図より明らかに、単位摩擦量 W は、空気流速 V_a の2乗に比例し、次式が成立することが判明した。

さて、前図-13.7
 によって、 i 番目の粒
 径の砂粒子群の流速
 V_i と空気流速 V_a
 との間に直線関係があ
 り、一般に次式が成立
 した。

$$V_i = C_i V_a \quad (13.5)$$

また、個々の砂粒子
 群による金属供試体の
 摩耗量 W_i が粒子速度
 V_i の n 乗に比例する
 と仮定すると、つぎの
 関係式が成立する。

$$W_i = K_i V_i^n \frac{1}{m_i A} \quad (13.6)$$

ここに、 C_i 、 K_i は
 定数、 m_i は砂粒子の重
 量、 A は摩耗面積である。

したがって

$$W = W_1 + W_2 + \dots + W_i \quad (13.7)$$

であるから

$$W = \sum_i \frac{K_i V_i^n}{m_i A} \quad (13.8)$$

で、式(13.8)に式(13.5)を代入すると

$$W = \left(\sum \frac{K_i C_i^n}{m_i A} \right) V_a^n \propto V_a^n \quad (13.9)$$

となる。上式は、式(13.4)に対応するものであり、 $n = 2.0$ であることが実験の結果より判明した。すなわち、個々の砂粒子による摩耗量 q が、砂粒子の流速 v の 2 乗に比例することが実証さ

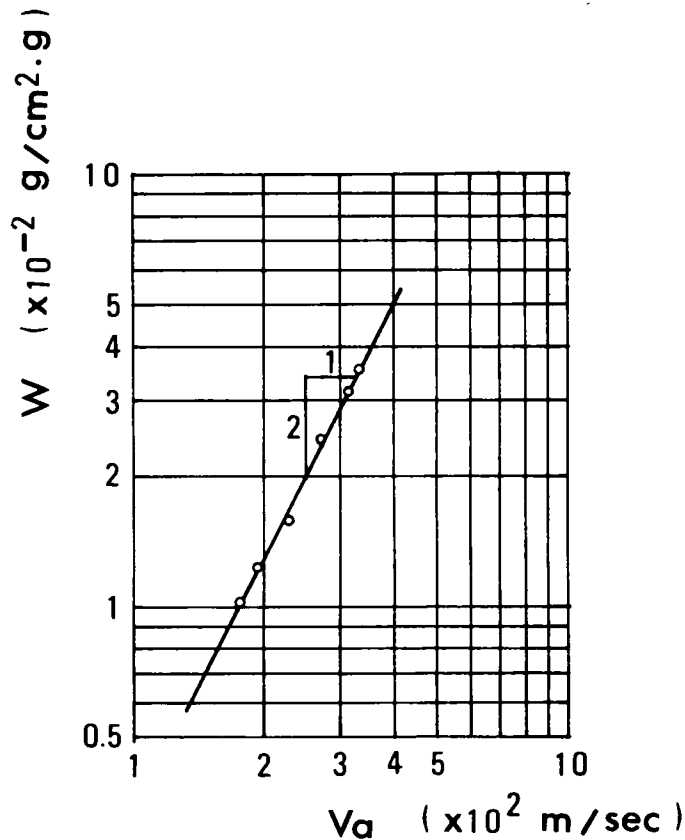


図-13.10 A材(SS-41)に対する空気流速 V_a と単位摩耗量 W との関係

れたわけである。

なお、前式(1.3.2)および(1.3.3)における金属の塑性流動抵抗 p と摩耗量との反比例関係にあることは、金属硬さと摩耗量の関係と全く同じ意味を有するものであり、ひっかき摩耗の特性としてすでに前章において述べたところである。

(c) 金属硬さの摩耗量に及ぼす影響

一般に、金属硬さが上昇するとともに、摩耗量は減少する傾向にある。本実験において使用した噴砂流による熱処理鋼の場合について試験をした結果、図-1.3.1.1をえた。この場合、噴砂流と金属面とのなす角度 α は 30° とし、種々の金属材料に対して花崗岩碎石砂と琵琶湖砂を使用した。図より明らかに、この摩耗条件に対しては金属材料のビッカース硬

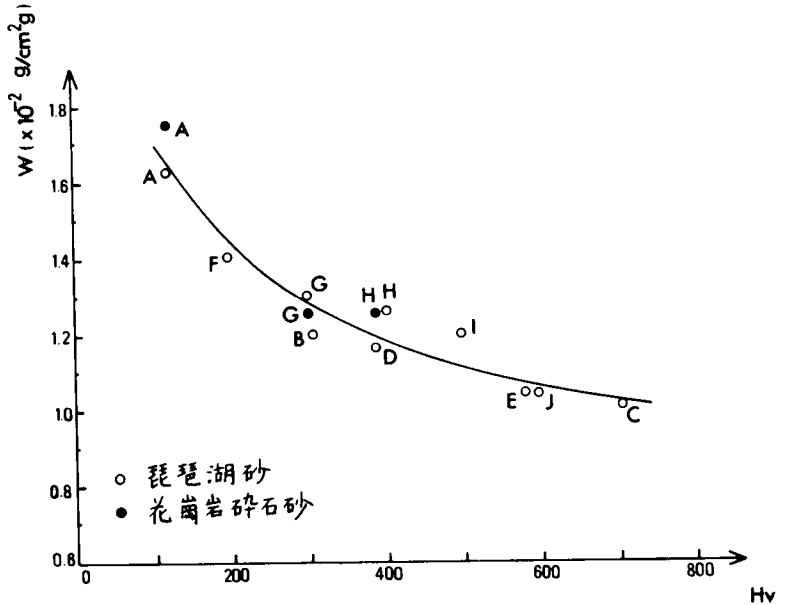


図-1.3.1.1 ビッカース硬さ H_v と単位摩耗量 W との関係

さの増加とともに摩耗量は減少していく傾向を明確に示した。また、金属硬さが同じであっても金属組織が異なれば、摩耗量にも差異を生じていることは本実験においても明白である。したがって金属の硬さの大きさは、絶対的なものではなく、特に衝撃をとまうひっかき摩耗現象においては金属組織としての加工硬化層の深さや、衝撃にとまって発生する熱による硬さの変化など複雑な様相を呈するのである。

(d) 摩耗履歴曲線

金属の摩耗面は、一般に、摩耗の進行とともに加工硬化現象などによって初期の摩耗条件とは異なってくる。この初期における摩耗形態を初期摩耗、摩耗条件が安定し摩耗量が一定化してきたときを定常摩耗とし、種々の金属材料に対して摩耗履歴曲線を求めた。図-1.3.1.2は、A材(SS41)に対して種々の噴射角度に対する摩耗量の経時変化として、摩耗量と噴射砂量との関係を示したものである。この場合、初期摩耗において摩耗量が減少する傾向にあるのは、供試体成形のために行った研削による加工硬化が初期に存在したためであり、噴射砂量が増大するとともに加工硬化層は消滅する傾向がみられた。また、図-1.3.1.3は、噴砂流の方向と金属供試体の面とのなす角度 α を 30° とした場合の種々の金属材質に対する摩耗履歴曲線を示したものである。

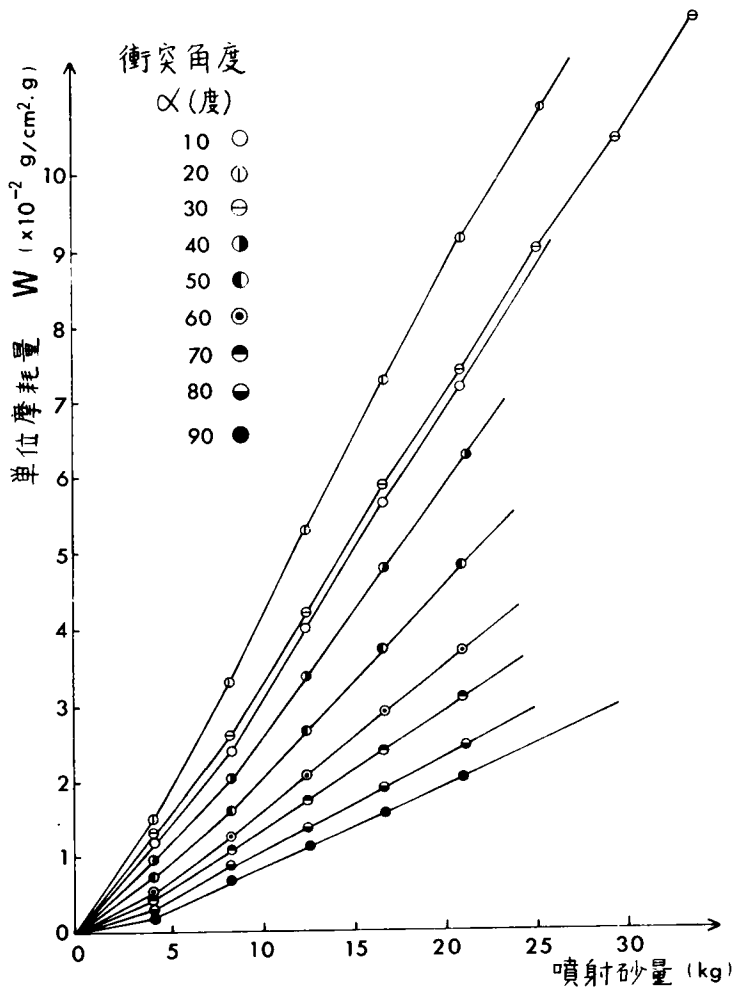


図-1 3.1 2 種々の衝突角度 α に対するA材の摩耗履歴曲線

図より明らかに、炭素工具鋼および機械構造用炭素鋼の熱処理鋼に対しては、摩耗の進行とともにわずかに加工硬化している傾向を示した。また、初期硬さの小さい金属ほど加工硬化しやすい傾向にあることが判明した。なお、試験前および試験後の加工硬化による硬さの変化について実測した結果は、前表-1 3.1に示した。

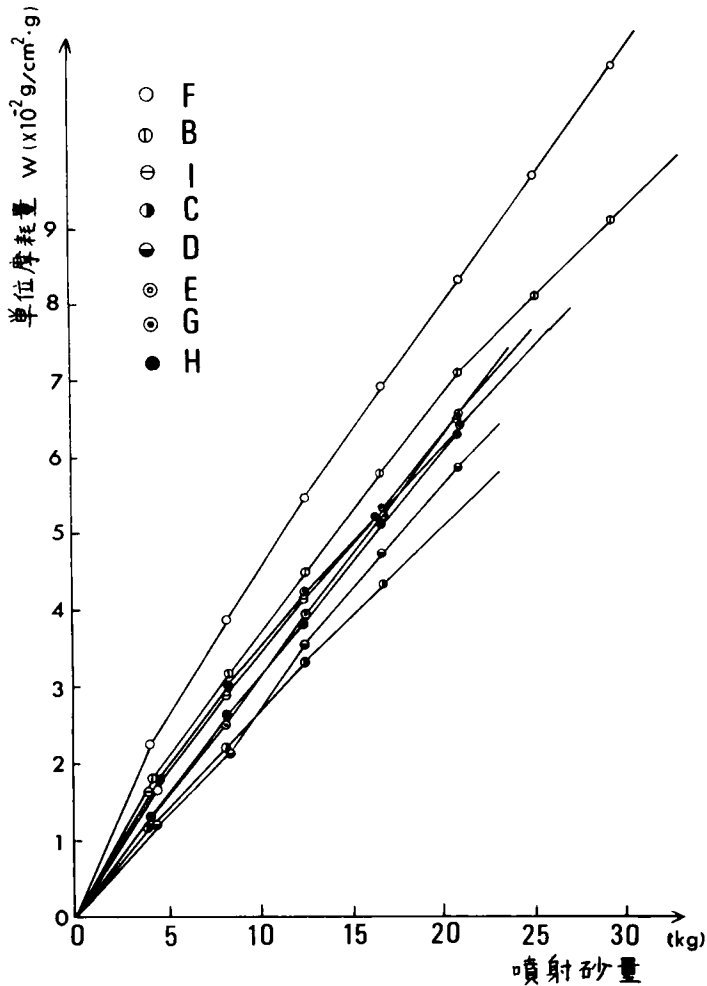


図-13.13 衝突角度 30° に対する種々の金属材料の摩耗履歴曲線

13.3 インパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗

13.3.1 試験機の概要と試験の方法

インパクトクラッシャーによる岩石の粉碎工程における、打撃刃の摩耗について、本章では、H社製インパクトクラッシャーHC-5W型を使用し、石英斑岩および硬質砂岩に対する各種材質の打撃刃の摩耗試験を実施し、その結果について述べる。このインパクトクラッシャーHC-5W型は、岩石の破碎機として一般的な型式であり、その機構は、図-13.14にその概略図を示したように、右上部に位置する原石供給孔より投入された岩石塊は、中央部に位置する回転子に取りつけられた4列の打撃刃と2枚の反撥板によって粉碎され、下部排出孔より排出されるものである。この機械の粉碎能力は

60~120トン/時、標準80トン/時であり直径1,250mm、幅1,350mmを有する回転子の回転数は160~700 r. p. mの範囲で自由に選択することができる。また、この機械の所要動力は75~150PSであり、最大原料塊の断面寸法は28cm方形であった。

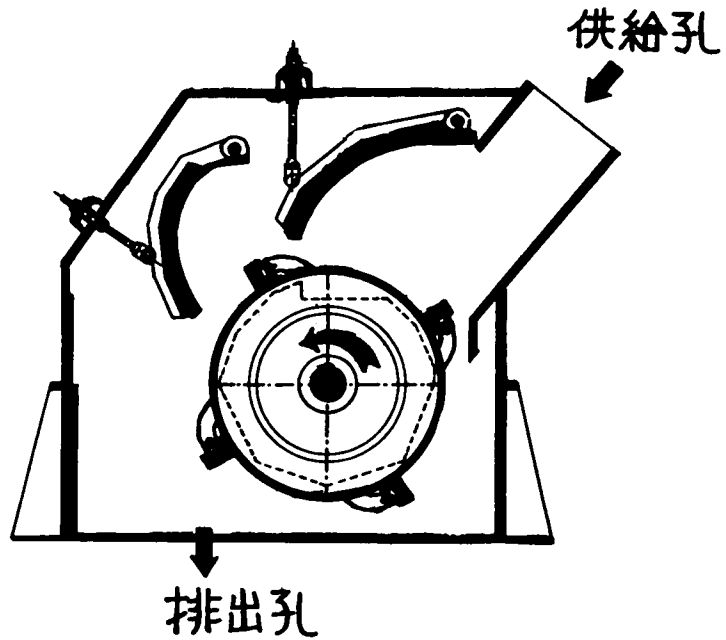


図-13.14 インパクトクラッシャーHC-5W型
機構概略図

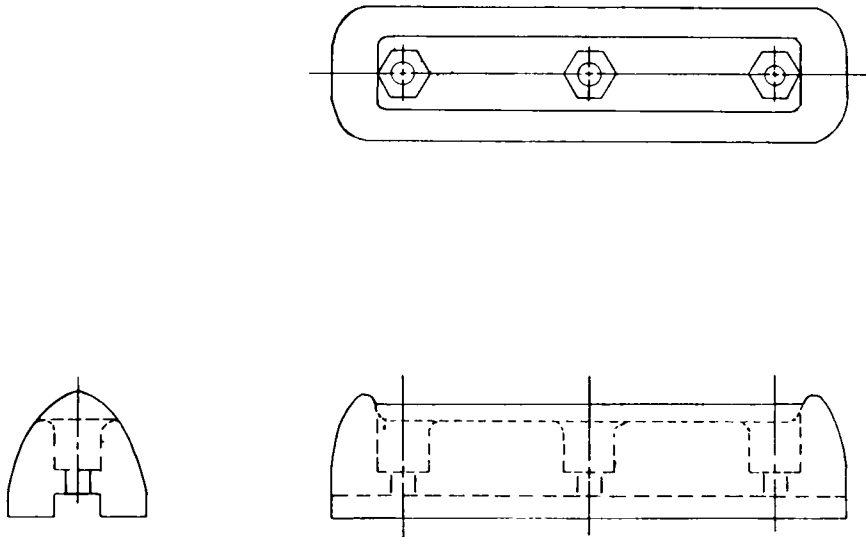


図-13.15 摩耗した打撃刃の一例

打撃刃は、特殊耐摩耗鋼でつくられており、回転子に特殊鋼ボルトナットで取付けられ、回転子とともに周速11.1～48.6 m/secで回転運動を行い、岩石塊を破碎するのである。図-1.3.1.5および写真-1.3.1は、打撃刃の一例を示したものである。また、図-1.3.1.6に示したように、打撃刃は各列に3個ずつ配列されており、摩耗する部分は斜線を入れた箇所である。この摩耗量を測定するために、打撃刃の名称をブリー側よりL、MおよびNとし、それぞれについて両端および中央部において、起点Oより、また反転後は起点O'より、同図に示したように、摩耗した位置までの距離 r_1 、 r_2 および r_3 を実測した。

測定間隔は48時間毎に行い、mmの精度で測定を行った。また、打撃刃の摩耗による重量変化について

は、試験開始時、反転時および試験終了時において、打撃刃を回転子より取りはずして実測した。なお、岩石による打撃刃の摩耗機構は、高速度で衝突する場合に発生する衝撃をともなうひっかき摩耗であることが試験の結果判明しており、金属材料の加工硬化現象とともに、岩石の材質試験よりえられる岩石特性について詳細に検討した。

1.3.3.2 石英斑岩による打撃刃の摩耗試験

まず、供給原石である石英斑岩の材質試験を行った。原石産出地点の西宮市木之元より採岩した石英斑岩の岩石試験の結果、それらの平均値で表示すると、比重2.64、吸水率0.94%、ロサンゼルスすりへり減量22.9%、圧縮強度 1.178 kg/cm^2 、ショア硬さ82.6となった。すなわち、風化はあまり進行せずかなり強度の高い岩石であることが判明した。また、岩石鉱物組成につ



写真-1.3.1 試験終了時における打撃刃の一例

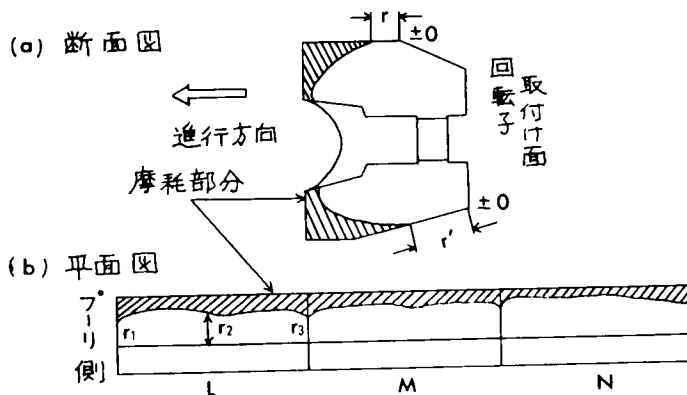


図-1.3.1.6 打撃刃の摩耗量測定箇所

いて偏光顕微鏡下で観察した結果、石英12.5%、斜長石46.2%、雲母1.6%、および石基39.7%であった。石英および硬さの高いガラス質の石基の占める割合が52.2%とかなり高く、打撃刃の摩耗に与える影響は非常に大きいと考えられる。

ここでは、表-13.2に示した材質の異なる4種類の打撃刃A材、B材、C材およびD材について摩耗試験を行い、相互の比較を行った。まず、A材について、前述した摩耗量 r の経時変化を調査した結果、図-13.17をえた。この場合、打撃刃L、MおよびNの各中央値 r_2 について実測した4列の平均値を縦軸にとり、供給原石の総重量(トン)を横軸にとって、正位および反転後の摩耗履歴曲線を示した。

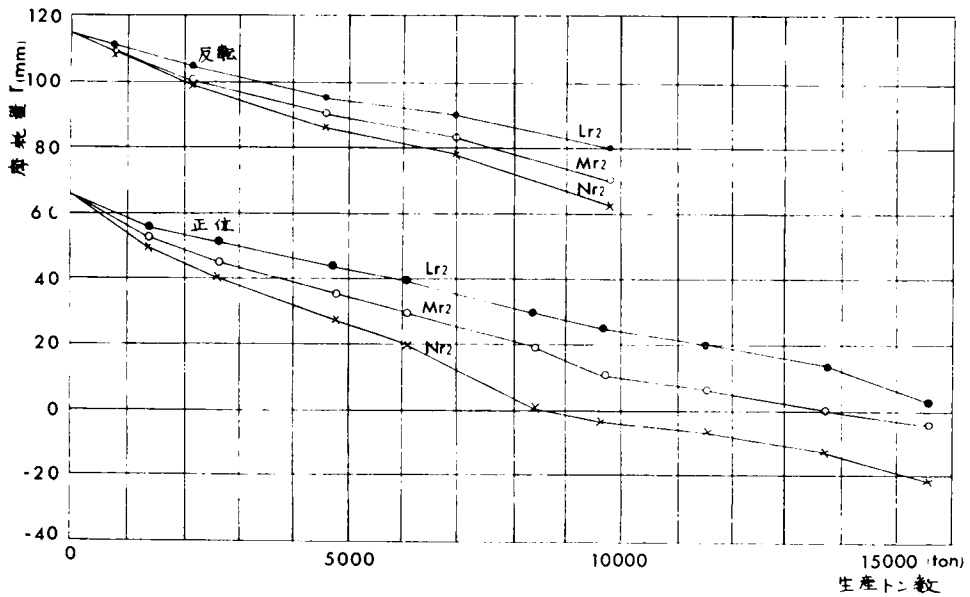


図-13.17 打撃刃A材に対する摩耗履歴曲線

つぎに、B材およびC材について同様に整理し、それぞれ図-13.18および図-13.19にその正位および反転後の摩耗履歴曲線を示した。いずれの場合においても、ブリー側の打撃刃の摩耗量は少なく、反対方向にゆくにしたがって摩耗量が增大するという偏摩耗を起しているのは、機械固有の特性であり、原石供給孔における原石粒度の分離により、打撃刃Nの部分に粒度の大きい岩石塊が集中したためである。なお、この場合はすべて、回転子の回転数は、450 r.p.m.であり、打撃刃取付部の周速度は31.2 m/secで試験を行った。また、供給原石は単位時間あたり100トン前後であった。

さて、各材質相互の比較を行なうため、それぞれの打撃刃の平均値について整理した摩耗履歴曲線を図-13.20に示した。図より明らかに、B材およびA材がすぐれた耐摩耗性を示しているのに対し、C材では耐摩耗性に欠けていること、また、D材では途中で折損したことが判明した。

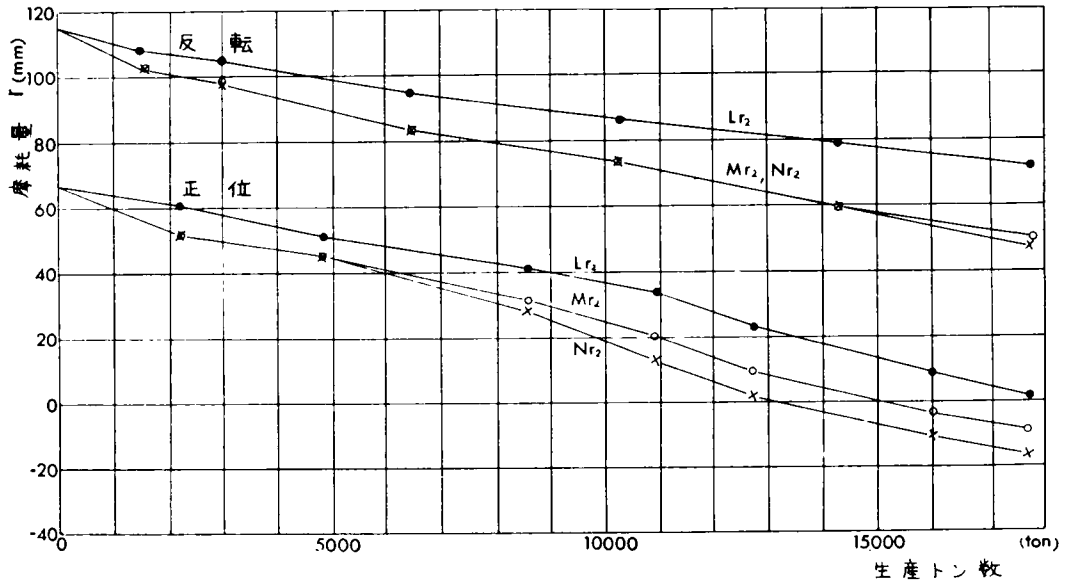


図-13.18 打撃刃B材に対する摩耗履歴曲線

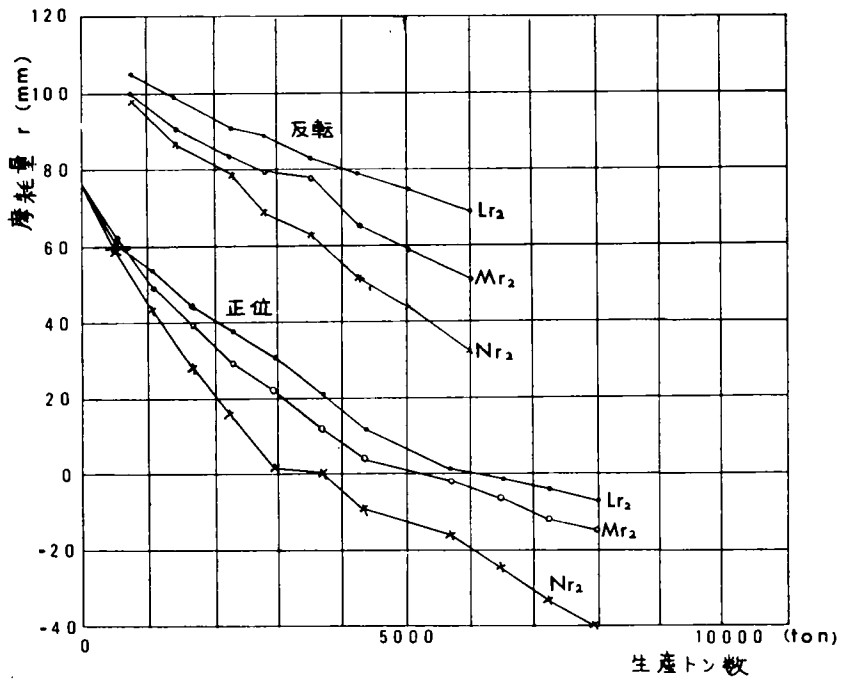


図-13.19 打撃刃C材に対する摩耗履歴曲線

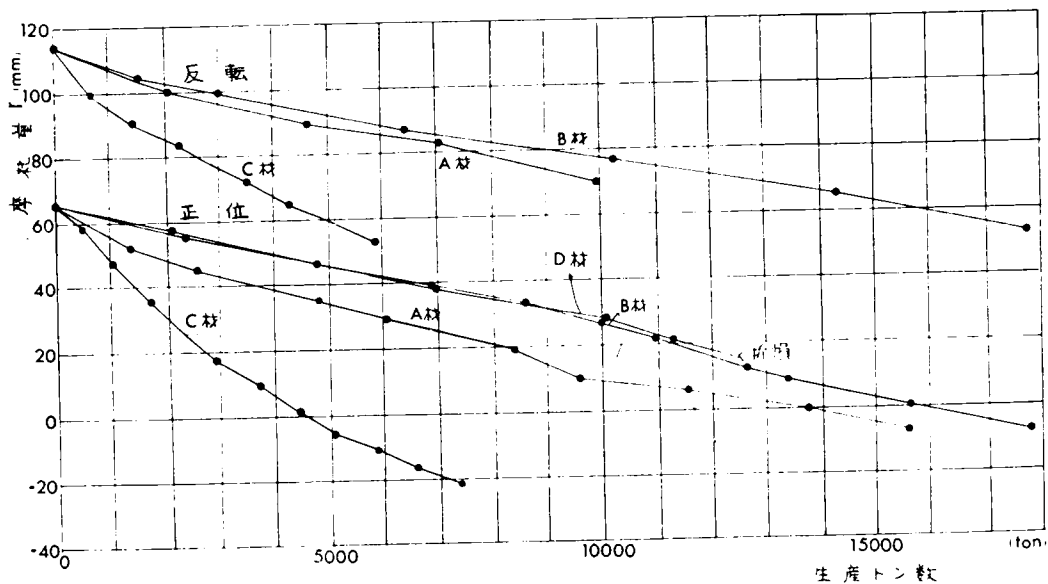
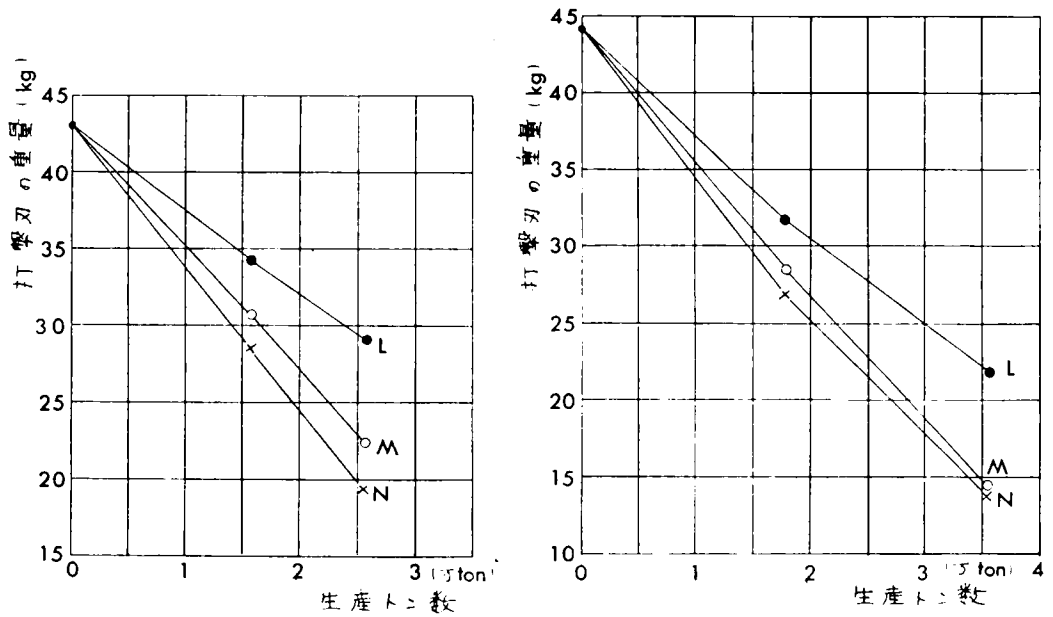


図-1 3.2.0 打撃刃A, B, C, D材の摩耗履歴曲線の比較

表-13.2 打撃刃の材質特性

材 料 名	化 学 成 分 (%)	備 考
A材 JIS高クロム耐熱鋼鋳鋼 A'材	C: 2.5~2.8, Si: <1.0, V少量 Cr: 25.0~28.0, Mn<1.5, T少量	結晶は微細化されて耐摩耗性大。シヨア硬さ75~80。加工硬化によって7~10 H _s 上昇
B材 JIS高クロム耐熱鋼鋳鋼	〃	A材に。少量の合金元素を添加し。改良してある。加工硬化により5~10 H _s 上昇
C材 JIS高マンガン鋼鋳鋼	C: 1.0~1.2, Mn: 11.0~14.0 Si: 0.6~0.8, Cr: 1.7~2.5, P<0.04, S:<0.04	衝撃に対する耐摩耗性大。ひっかき摩耗に対して弱い
D材	C _r : 15, M ₀ : 3	衝撃による破損により使用不能
E材	C: 0.4, M ₀ : 1.0	

なお、A材およびB材について、試験開始時、反転時および試験終了時において打撃刃の摩耗による重量変化を測定した結果と、生産トン数との関係を図-1 3.2.1 (a)(b)に示した。取付け場所による打撃刃の重量変化が明白であり、製品管理上、粒径不揃いになる危険性が認められた。



(a) 打撃刃A材

(b) 打撃刃B材

図-1 3.2.1 打撃刃A, B材の取付け場所別の重量変化

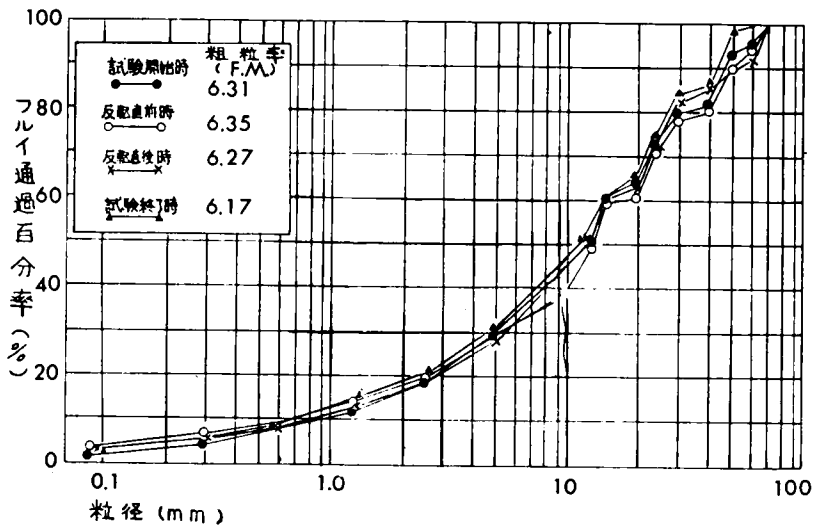


図-1 3.2.2 試験開始時, 反転直前時, 反転直後時および試験終了時における砕石製品の粒度分布

その影響について、試験開始時、反転直前時、反転直後時および試験終了時における製品の粒度分布を測定した。その結果、図-1 3.2.2 に示したように、偏摩耗による影響がでており、摩耗の進行とともに、粗粒率は低下する傾向があることが判明した。

1 3. 3. 3 硬質砂岩による打撃刃の摩耗試験

まず、供給原石である硬質砂岩の岩石試験を行った結果、大阪府高槻市の代表的な産出個所3地点の平均値として、比重2.69、吸水量0.70%、ロサンゼルスすりへり減量12.7%、圧縮強度 $1,530 \text{ kg/cm}^2$ 、ショア硬さ60.5をえた。この試験結果より、硬質砂岩は殆んど風化しておらず、非常に強度の高い岩石であることが判明した。また、岩石の鉱物組成について偏光顕微鏡下で観察した結果、石英36.8%、カリ長石14.0%、および斜長石48.1%であった。石英含有量がかなり高く、また風化の進行していない長石類が打撃刃の摩耗に大きな影響を与えらる。

ここでは、表-1 3.2に示した材質の異なる2種類の打撃刃A'材およびE材について摩耗試験を行い、相互の比較を行うとともに、前節で述べた石英斑岩との比較を行った。

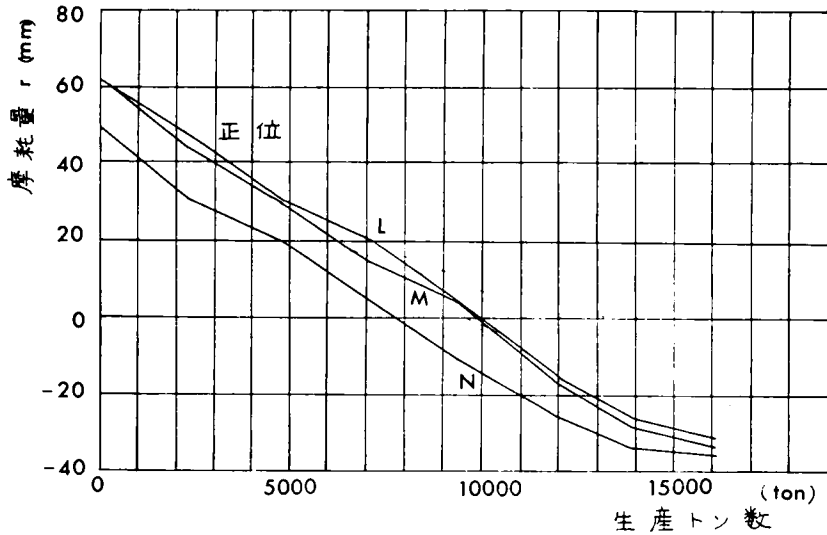


図-1 3.2 3(a) 打撃刃A'材の摩耗履歴曲線(正位)

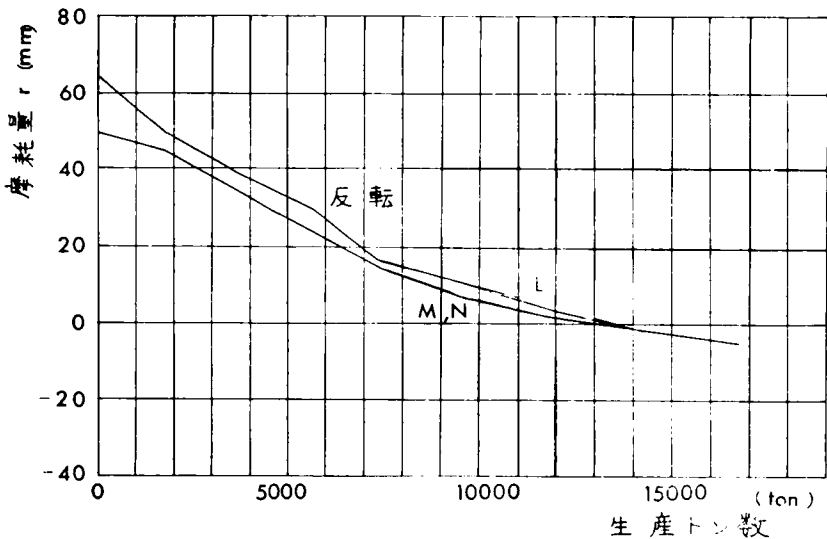


図-1 3.2 3(b) 打撃刃A'材の摩耗履歴曲線(反転後)

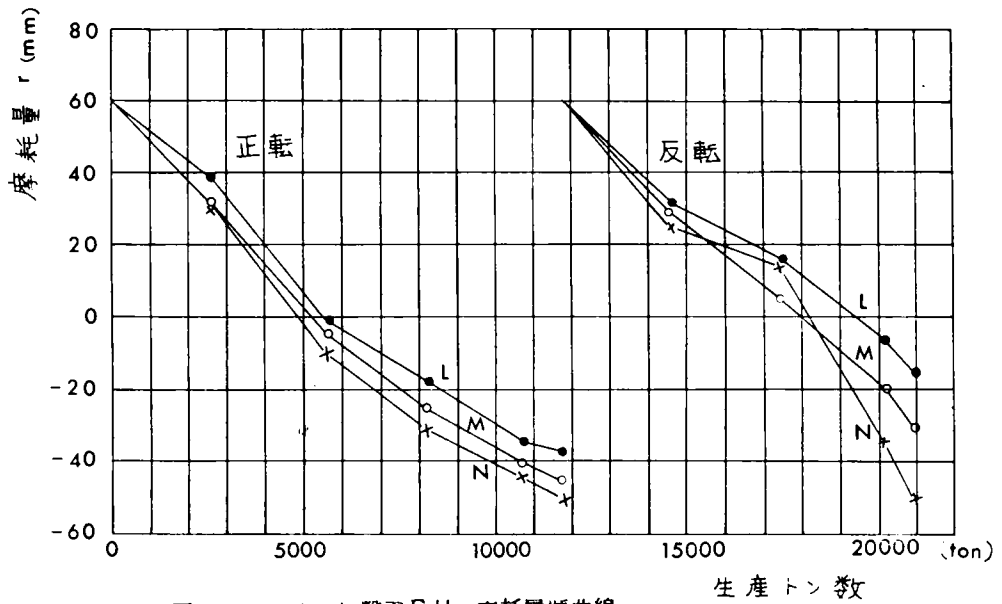


図-1 3.2.4 打撃刃E材の摩耗履歴曲線

まず、A'材について、前述した摩耗量 r の経時変化に関して試験した結果を、図-1 3.2.3に示す。この場合、打撃刃L、M、およびNの各値 r_1 、 r_2 、および r_3 をそれぞれ実測し、その平均値に対して前述と同様な方法で整理した。また、E材についても同様に、図-1 3.2.4にその正位および反転後の摩耗履歴曲線を示す。この場合の回転子の回転数は550 r. p. mであり、打撃刃取付部の周速度は38.2 m/secで試験を行い、また、供給原石量は単位時間に100トンから120トンの間で行った。

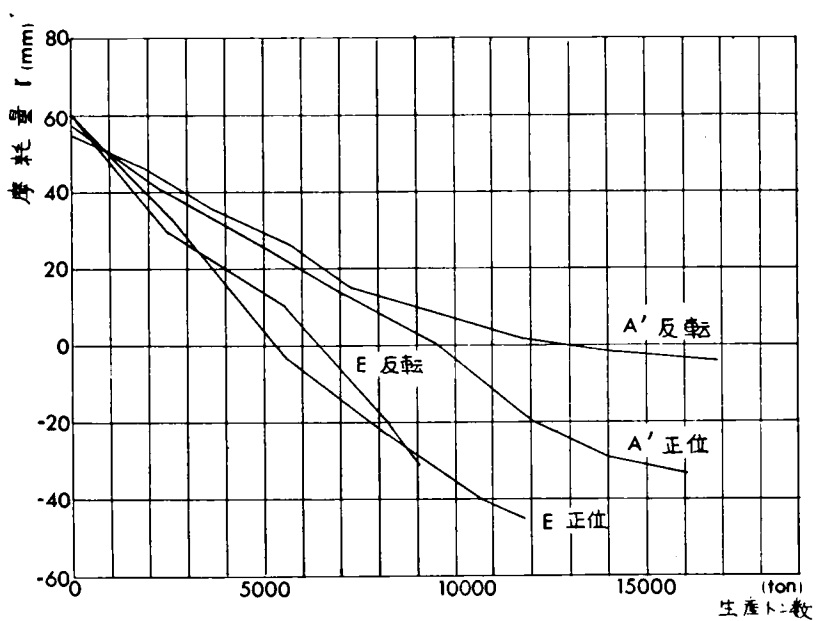
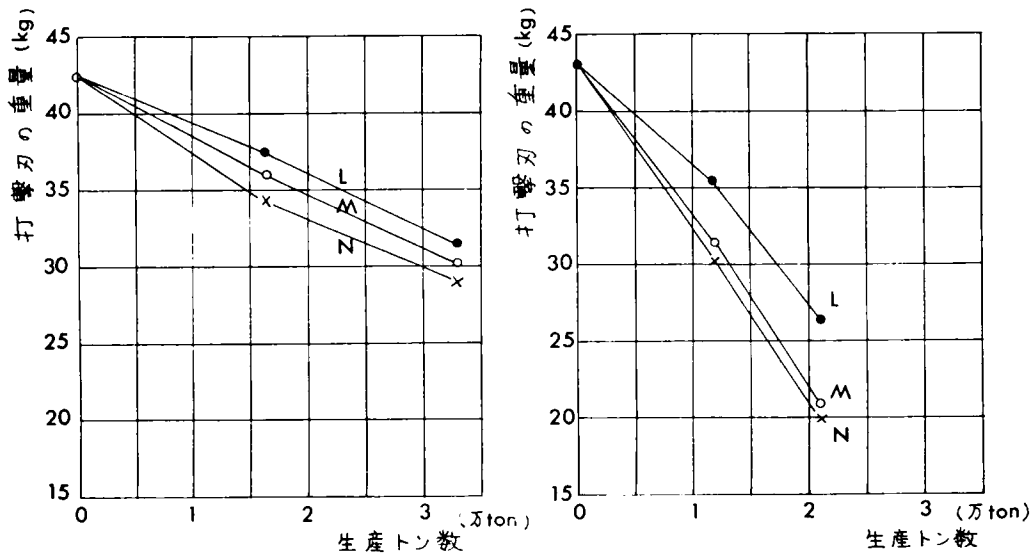


図-1 3.2.5 打撃刃A', E材の摩耗履歴曲線の比較



(a) 打撃刃A'材

(b) 打撃刃E材

図-1 3.2 6 打撃刃A', E材の取り付け場所別の重量変化

さて、両者の材質相互の比較を行うため、それぞれの打撃刃の平均値について整理した摩耗履歴曲線を図-1 3.2.5に示したが図より明らかに、A'材はE材よりもすぐれた耐摩耗性を示した。A'材は、前節におけるA材に相当する打撃刃であり、E材は0.4C、および1.0Mを含む合金鋼があり、シヤ硬度はA'材よりも小さい値を示し、加工硬化による硬度上昇は期待できなかった。またA'材およびE材について、試験開始時、反転時および試験終了時における摩耗による打撃刃の重量変化を測定し、生産トン数との関係を図示すると、図-1 3.2 6(a)(b)がえられた。この場合にも、打撃刃の取付け場所による差異はかなり大きく、碎石の粒度変化に与える影響は無視することはできない。

なお、A'材および前節において述べたA材の摩耗量を比較すると、岩石相互については硬質砂岩の方が圧縮強度は大きく、鉱物組成からは、風化の程度によりどちらが摩耗に悪い影響を与えるかは判明しないが、岩石自身の被削性は石英斑岩の方が大であること、また打撃刃の金属材料が同質のものであること、および打撃刃の周速度がA'材の方が大きいことなどから、一般に、A'材の方がA材より多く摩耗することが推定される。図-1 3.2 3と図-1 3.1 7より、同じ生産トン数に対応する摩耗領域がA'材の方が多少増大している反面、打撃刃の重量変化を示した図-1 3.2 6と図-1 3.2 1からは、全く逆の傾向を示し、確定的な傾向を見出すことができなかった。なお、この原因については、打撃刃の形状寸法が若干異なること、打撃刃と反撥板の相互の位置関係による岩石と打撃刃との衝突方向などの種々の要因が考えられる。

13.4 結 論

本章では、衝撃をともなうひっかき摩耗現象をとりあげ、その基本的な摩耗特性を把握するために、噴流砂を使用した基礎実験を行った。その後、実際のインパクトクラッシャーによる打撃刃の摩耗特性について、二、三の摩耗試験を実施した。これらの諸結果を要約するとつぎのようである。

(1) 噴射砂として硬質の砂粒子を使用し、一般構造用圧延鋼、炭素工具鋼および機械構造用炭素鋼を熱処理した金属供試体に、タンク内圧3.0気圧としたサンドブラストを通して砂を噴射させ、衝突によるひっかき摩耗試験を行った結果、衝突角度 20° において摩耗量は最大値をとり、さらに衝突角度が増大すると摩耗量は次第に減少していく傾向を示した。また、金属の摩耗量は噴砂流の流速の2乗に比例して増大することが実験の結果より明白となった。その結果、衝撃をともなうひっかき摩耗においては、一般に、金属の摩耗量は、砂粒子の運動エネルギーに比例し、金属硬さに反比例するとともに、衝突角度の関数として、次式に示す実験式が成立することが判明した。

$$W = f_1(I) \frac{v^2}{p} \left(\sin 2\alpha - \frac{\sin^2 \alpha}{f_2(I)} \right)$$

$$0^\circ < \alpha < \tan^{-1} f_2(I)$$

$$W = f_1(I) f_2(I) \frac{v^2}{p} \cos^2 \alpha$$

$$\tan^{-1} f_2(I) < \alpha < 90^\circ$$

ここに、 W は、金属面の単位面積、噴射砂量の単位重量あたりの摩耗量である。 v は、噴砂流の流速、 p は金属材料の塑性流動抵抗、 α は砂粒子の噴流方向と金属面とのなす角度である。また、係数 $f_1(I)$ 、 $f_2(I)$ は、噴砂の粒子の大きさ、形状などによってきまる定数である。ここで用いた試料土砂に対しては $f_2(I) = 0.50$ であることが判明した。

(2) 噴流砂による金属供試体の摩耗履歴曲線を求めた結果、衝撃作用による加工硬化現象がわずかに認められた。加工硬化量は、炭素工具鋼と機械構造用炭素鋼の熱処理したものにおいて初期硬さの小さい材料ほど、また、衝突角度が 90° に近いほど増大することが認められた。

(3) インパクトクラッシャーの打撃刃の摩耗機構は、衝撃をともなうひっかき摩耗であり、打撃刃の金属材料として、硬さが高いと同時に、靱性を有し、ひっかき作用に対する十分な抵抗力を有する材料ほど耐摩耗性は向上することが判明した。また、同質の打撃刃に対して、石英斑岩および硬質砂岩の摩耗量に及ぼす影響について試験した結果、岩石については、硬質砂岩の方が圧縮強度は大きく、鉱物組成からは風化の程度によりどちらが摩耗量を増大せしめるかは判然としないが、岩石自身の被削性は石英斑岩の方が大であることなどにより、硬質砂岩の方が打撃刃の摩耗量をよ

り、硬質砂岩の方が打撃刃の摩耗量をより多く増大せしめると予想されたが、実際には、打撃刃の形状特性、打撃刃と反発板との相互の位置関係にともなう衝突方向の相違などによって、明確な方向を見出すことができなかつた。したがって、上述した噴流砂に関する基礎実験の結果より明らかごとく、衝突角度の摩耗量に及ぼす影響は重要な因子であり、インパクトクラッシャーの供給原石の種類によって最も摩耗量を減少せしめ、かつ破碎効率のよい打撃刃と反発板の相互位置を決定すべきであることがわかつた。

参 考 文 献

- 1) 島昭治郎、室達朗：建設の機械化、投稿中。
- 2) D. R. Miller : Proc. Roy. Soc. Ser-A, 269 (1962) 368.
- 3) Iain Finnie : ASTM, Special Technical Publication, 307 (1962) 1.

第 1 4 章 結 論

本編では、第 I 編において論述した細粒土砂による金属材料のひっかき摩耗機構および摩耗特性にもとづいて、各種土工機械作業部分に対して、主として粗粒土砂に対する掘削工具部品の摩耗特性、土岩性状と含水状態などの摩耗条件の金属材料の摩耗に及ぼす影響について実験的考察を行った。その後、実際の土工現場において稼働している履带式重機械のアンダキャレッジの摩耗特性として、シュー・ラグの摩耗と土岩性状との相関性について解明した。また、衝撃をともなうひっかき摩耗現象について、噴流砂による基礎的実験を行うとともにインパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗特性について現場試験を実施し、二、三の考察を行った。各章の要点を結論として要約すると、以下のとおりである。

第 9 章においては、碎石土砂による掘削刃面の摩耗機構について、実物大の掘削刃面を作製し掘削深さ一定の定常掘削試験を行い、刃面上の位置におけるそれぞれの摩耗特性について解明した。まず、掘削刃面上の碎石土砂の運動形態について、8 ミリ撮影機による観察を行った結果、碎石土砂粒の流動方向は、一般に、すくい角に対しては鉛直上方に、また横掘削角が減少するほど水平方向に傾斜していく傾向がみられた。また、ある与えられた掘削角度に対して、刃面上の碎石粒子の流動速度はほぼ一定であり、等速運動をしていること、および静止または転動している碎石粒子は比較的少なく、ほとんどの粒子は滑動しているが、その割合は掘削角度の大きさによって変動していることが判明した。さらに、すくい角の増加および横掘削角の減少とともに流動速度は急激に増大することが、実測の結果明らかとなった。つぎに、掘削刃に作用する垂直面圧および摩擦抵抗は、すくい角の増加とともに双曲線的に減少すること、また、横掘削角の増加に対しては、垂直面圧、摩擦抵抗力とともに直線的に増加していくことが、理論および実験によって確かめられた。掘削刃面上の摩耗量は、掘削角度によって特異な傾向を示しており、すくい角 30° から 45° の間で最大値を示すこと、また横掘削角 35° 近傍で最大値をとることが実証された。その基本的な要因を分析した結果、摩耗量は垂直面圧と、刃面上の碎石粒子の流動速度および摩擦係数の一次式で与えられるところの滑動土粒子数との積で与えられることが明らかとなった。また、掘削刃面上の位置による摩耗量分布については、刃面端部においてエッジ摩耗による影響はかなり大きい、掘削角度の大きさによって変動する碎石粒子の運動形態が重要な因子となり、また掘削刃面のエッジ部を含む外側における掘削抵抗は、内側のそれに比較して増大する傾向を示すことがわかった。

第 10 章においては、掘削刃先の碎石土砂による摩耗によって、刃先の形状がどのように変化するかについて究明を行い、掘削刃の刃先頂角による摩耗形状変化特性を把握した。まず、種々の先端頂角を有するくさび体が砂質土中に貫入するとき、一定の貫入深さに対してその壁面に作用する土圧分布は、1.60 乗に比例して増大することが理論計算によって判明した。また、底面幅の等しいくさび体に作用する貫入抵抗は、先端頂角の増大とともに、放物線的に増加していくことが明らかとなった。実物大の掘削刃のくり返し貫入試験において、掘削刃の摩耗量の経時変化を実測した結果、初期摩耗

におけるエッジ摩耗による摩耗量の増大は著しく、単位時間あたりの摩耗量は経過時間とともに減少するが、刃先頂角の小なるものほどその平均減少率は大きく、エッジ摩耗が著しいことが実証された。また、摩耗が進行するとともにエッジ部はある曲率をもった丸味をおびるために、一定の割合で摩耗が進行する定常摩耗状態に達する。このとき、掘削刃の絶対摩耗量は、本実験に用いた材質の掘削刃先および碎石土砂に対して頂角 $50^{\circ}\sim 60^{\circ}$ 近傍において最大値となった。また、碎石土砂が乾燥状態にある場合、種々の硬さを有する掘削刃(刃先角度 30°)において摩耗履歴曲線を求めた結果、硬さの高い掘削刃ほど、エッジ摩耗の影響の強い初期摩耗状態が長く継続することが判明した。刃先の摩耗による形状変化特性に関しては、摩耗量と密接な関係があり、摩耗の進行とともにエッジ部分が急速に消滅し、その部分の曲率半径が次第に増大する。一方、刃面の摩耗による形状変化は、土圧反力分布の形状にもよるが、刃面上の滑動土粒子数や碎石粒子の刃面上での移行速度を考えると、刃先頂角 60° 近傍において掘削刃の摩耗量は最も著しく、その形状も他の掘削刃に比して早く変形することが明らかとなった。

第11章においては、土岩による金属材料のひっかけ摩耗現象において、金属の摩耗量を支配する基本的な要因は、個々の土粒子の金属面への貫入力、金属面上を土粒子が移動する場合の土粒子による金属面へのひっかけ深さを決定する貫入係数、金属材料の特性や発生熱に依存するところの流動した金属片の母材からの離離率、土砂粒子の先端頂角、金属硬さ、金属面上の土粒子の滑動土粒子数および金属面と滑動土粒子との間の相対運動速度の7因子であることを説明し、土砂特性と含水状態の金属の摩耗に及ぼす影響について実験的考察を行った。種々の含水比で締固めた平均粒径 0.70mm の細砂について、丸鋼による摩耗試験を行った結果、最適含水比近傍において摩耗量および掘削抵抗は最大値となった。また、含水比が増大するとともに摩耗量および掘削抵抗に及ぼす走行速度の影響が顕著となり、この場合、各含水比に対して最大掘削抵抗と摩耗量との間に比例関係が成立することが判明した。また、硬質砂岩を破碎した碎石(粒径 $4.0\sim 15.0\text{mm}$)について、乾燥、湿潤および水浸状態において、堆積した試料碎石中に丸鋼を貫入させて掘削試験を行った結果、掘削抵抗は掘削(走行)速度に対して湿潤状態が最も高く、乾燥状態では低い値を示したのに反し、水浸状態においては、掘削速度の増加にともなって掘削抵抗は、静止時の掘削抵抗に、掘削速度と透水係数の比の一次式を乗じた値となり、速度効果が最も著しくあらわれることがわかった。したがって、金属の摩耗量に重要な影響を及ぼす因子として掘削抵抗との相関性はきわめて高く、上述の諸因子を掘削抵抗の大きさに換算して評価できる点で金属の摩耗量と掘削抵抗との関係は工学的に重要な意義を有するものである。また、水浸状態においては、他の含水状態に比して摩耗量は最も増大し、乾燥状態の数倍にも達することが認められた。その原因については、掘削抵抗の他に、水浸状態における急激なせん断破壊に伴う負の尚げき水圧の発生によって土粒子相互の拘束性が増大し、金属面上の滑動土粒子数が増大したためであると考えられる。

また、金属の摩耗量は金属硬さの増加とともに、一般に減少する傾向を示した。さて、固結土粒子と金属面間に発生する摩擦温度を実測した結果、J. C. Jaegerの移動熱源による理論解が実測値とよく一致することが判明した。真実接触面積より推定される温度から考えると、乾燥状態における

摩擦温度は、重摩擦状態において、瞬間的にかなりの温度に達し、金属の溶融点に近い温度となることが認められた。一方、水浸状態においては、水の冷却作用によって摩擦温度は発生しないことが判明した。そのために、種々の接触面圧および摺動速度に対して摩擦量を実測した結果、乾燥状態における摩擦量の方が水浸状態に比してつねに高い値を示し、金属面上の摩擦痕での遊離金属のはく離率の増大および熱処理した金属表面硬さの軟化などによって摩擦量が増大することを実証した。また、丸鋼による堆積土砂の掘削試験において、土砂礫の粒度の摩擦量に及ぼす影響については、粒子の平均粒径が大きくなるほど、摩擦量は急激に増大する傾向が認められた。この原因は、掘削抵抗力の増大とともに、粒径が大きくなると単なるひっかけ摩擦だけでなく、衝撃摩擦による金属破壊域の増大によるものである。また、土砂礫の粒子形状と摩擦量の関係については、円摩度の減少とともに摩擦量は増大する傾向を示した。

第12章においては、実際の土工現場において稼働している履带式重機械のトラック・シューのラグの摩擦特性について、主として土岩の性状と摩擦量との相関性について究明した。その結果、他のアンダキャレッジ部品の摩擦形態とは異なり、シュー・ラグの摩擦の主たる発生原因は、地盤の性状によって設定される機械の最大けん引力の極限状態において稼働するために、シュー・ラグと地盤との間に苛酷なスリップ現象ともなうひっかけ摩擦を発生させていることである。また、その摩擦量を支配する重要な因子としては、シュー・ラグの硬さ、接触面圧だけでなく、土岩の性状およびそれと関連する単位稼働時間あたりのスリップ量がある。そこで、シューのラグ高さの摩擦による経時変化について、実際の土工現場において調査した結果、ラグの摩擦量は稼働時間に比例して増加することが明らかとなった。この場合の比例係数の値は、機械の性質および土岩の性状特性によって変化するから、機械的諸元を消去した修正比例係数に換算し、この値と土岩性状との相関性について解析した。その結果、土質試験より求められる内部摩擦角との相関性はきわめて低いが、平均粒径との相関性はわずかに存在し、平均粒径が増大するほど摩擦量は減少する傾向が認められた。これは、粒径の小さい軟弱地盤ほどシュー・ラグの部分でスリップしやすいことと関係があると考えられる。また、土岩の風化程度を表現する比重、吸水量およびロサンゼルスすりへり減量と摩擦量との相関性については、岩石の風化にもなう岩石全体の強度低下とは別に、岩石中の風化されない硬さの高い微粒鉱物の存在が摩擦量に大きく影響を与え、その中でもロサンゼルスすりへり減量との相関性は高く、その相関係数は0.64であった。岩石の鉱物組成分析試験より、シュー・ラグの摩擦量を支配する要因は、岩石中に含まれる硬さの高い石基などの充てん物質であり、その相関係数は0.97となり、高い相関性を示した。また、一般的に、摩擦量に関する要因は、硬さの高い充てん物質および石英とともに風化の程度によって定められる長石類などの硬さ分布である。以上の諸要因を適格に表現しうる物理量として、岩石の圧縮強度と摩擦量との相関性はかなり高く、この場合、相関係数として0.78がえられた。したがって、シュー・ラグの摩擦量を支配する土岩に関する諸因子のうち、最も相関性の高い因子は、岩石中に含まれる石基などの硬さの高い充てん物質の含有量、単軸圧縮強度およびロサンゼルスすりへり減量であることが明らかとなった。

第13章においては、衝撃をとまなうひっかけ摩擦現象をとりあげ、その基本的な摩擦特性を把握

するために、噴流砂を使用した基礎実験を行った。噴砂として硬質の砂粒子を使用し、一般構造用圧延鋼、炭素工具鋼および機械構造用炭素鋼を熱処理した金属供試体に、砂を噴射させ、衝突によるひっかき摩耗試験を行った結果、噴砂流の方向と金属面とのなす角が約 20° において摩耗量は最大値をとり、さらに衝突角度が増大すると摩耗量は次第に減少していく傾向を示した。また金属の摩耗量は、噴砂粒子の運動エネルギーに比例し、金属硬さに反比例するとともに、衝突角度の関数として、実験式が求められた。また、噴流砂による金属供試体の摩耗履歴曲線を求めた結果、衝撃作用による加工硬化現象がわずかに認められた。この傾向は、熱処理鋼の初期硬さの小さい材料ほど、また、衝突角度が 90° に近いほど、加工硬化量は増大していることが判明した。つぎに、実際のインパクトクラッシャー用打撃刃の摩耗試験を行い、打撃刃の金属材料特性と摩耗履歴特性との関係について把握した。また、供給原石の岩石特性によって、衝突角度と摩耗量との関係は異なり、最も適した打撃刃の形状特性、打撃刃と反発板との相互の位置関係を求めることが重要であり、打撃刃の寿命を延ばすと同時に、破碎効率の最もよい方法を考えていく必要があることを指摘した。

結 言

本論文においては、土工機械作業部分の土砂による摩耗機構を解明するために、土砂と金属材料との間に発生する摩擦とひっかき作用に関する力学に主眼をおき、土粒子の金属面上における運動形態や作用力の分析を行うことにより、摩耗量を支配する法則性に関する基礎的な考察を行った。その後、種々の摩耗条件に対して、土岩特性と金属材料の硬さの異なる多くの室内実験および現場試験を行い、重要な知見をえた。

また、これらを実際の作業現場における摩耗対策に適用する場合、摩耗による工具・部品の形状変化特性により、その性能を低下せしめない形状を設計するとともに、その使用法の開発が望まれる。さらに、各作業部分の摩耗量を支配する土岩特性の最も相関性の高い因子を明らかにすることにより、土岩に対する試験の内容が明確となり、現場の特性に応じた工具・部品の選定が可能となるのである。

なお、今後の研究の方向として、金属材料に関する根本的な耐摩耗性を究明し、耐摩耗材料を開発していく必要がある。すなわち、摩擦とひっかき作用による摩耗機構においては、例えば、材料の機械的性質として重要なヤング率の影響や硬さの表現法としてひっかき硬さに重点をおき、金属組織学の見地より研究を進めていくことが肝要であると考えられる。また、他の摩耗機構として重大な土砂の衝撃作用による摩耗および金属と金属の間に土砂をかみ込んでいく場合の摩耗に関する力学的考察と金属材料の加工硬化現象や金属疲労などの金属材料学による考察を加えて、総合的に摩耗現象を把握することにより、より普遍的な摩耗対策を樹立することが可能となり、合理的な施工計画を作成するための有効な指針を与えることができるかと確信する。