

土砂による工具エッジ部分の摩耗特性

WEAR MECHANISM OF EDGE PART OF TOOLS BY SANDY SOIL

畠 昭治郎*・室 達 朗**
By Shōjiro Hata and Tatsuro Muro

1. ま え が き

土工作业における掘削・積込機械などの掘削工具の土砂礫、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の摩耗に関する問題が重要視されてきた。土工現場におけるブルドーザのブレードの Cutting 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ネックとなっている。そのために、十分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は重要な課題である。

本文においては、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なった結果について論述した。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た。

砂礫による金属の摩耗は、一般に、金属面上を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ない、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食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た。次に、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なった。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、計測を行なった。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、合理的な掘削刃の設計指針をえることに努めた。

2. 金属エッジ部分の摩耗機構

(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著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. Rabinowicz¹⁾ 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。それにもとって、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け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。

* 正会員 工博 京都大学教授 工学部土木工学教室

** 正会員 工修 福井大学助教授 工学部建設工学科

まず、金属エッジ部分が2つ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け試験を行ない、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顕微鏡観察を行なった。装置はマルテンスのひっかけ硬さ試験機を使用し、頂角90度で円錐形の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50gの一定荷重を与えて走行させるものである。金属供試体としてビッカース硬度 $H_v=79\text{ kg/mm}^2$ の銅板を使用し、エッジの交角は15°、45°、60°、90°、105°、135°および160°の7種類を成形し表面仕上げを行なった。エッジ部のひっかけ破壊後の断面は図-1に、またその一例を倍率600倍で金属顕微鏡で写真撮影したものを写真-1で示した。同図で示したように、

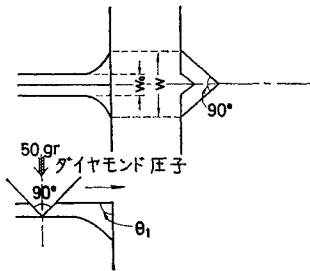


図-1 円錐形ダイヤモンド圧子による金属エッジ部の破壊形状



写真-1 ひっかけ試験によるエッジ部の破壊断面(600倍)

単粒子による条痕は平面部で一定であるが、エッジの陵線において急激に拡張する。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-2で白丸印で与えられる。すでに、前報²⁾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。

$$\alpha_0^2 = \frac{N \cdot \sin(\theta/2)}{4 H_v \cdot \tan^2(\theta/2)} \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 $N=0.050\text{ kg}$ 、 $\theta=90$ 度および $H_v=79\text{ kg/mm}^2$ に対して $\alpha_0=10.5\mu$ をえる。走行時における貫入深さ α と静止時における α_0 との比を貫入係数 k として表わすと次式で示される。

$$k = \frac{\alpha}{\alpha_0} \dots\dots\dots(2)$$

粒子が平面を走行しているときには実測値より $k=0.6$ で与えられるが、エッジ部において陵線上では、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を平均貫入係数 \bar{k} として、各交角 θ_1 に対して図示すると、図-2で黒丸印で与えられる。

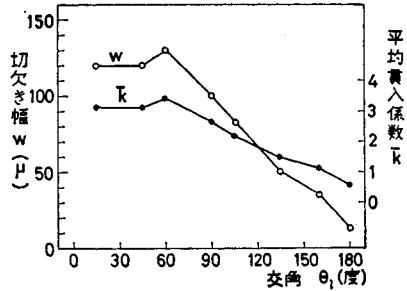


図-2 金属エッジ部における交角と切欠き幅および平均貫入係数との関係

なお、実際問題について摩耗による形状変化を解析する場合、摩耗の進行によってエッジ部における前述の陵線は消滅し、ある大きな曲率をもった曲面が発生するので、曲率半径と貫入係数との関係を明らかにする必要がある。図-3は、種々の曲率半径を有する円筒金属供試

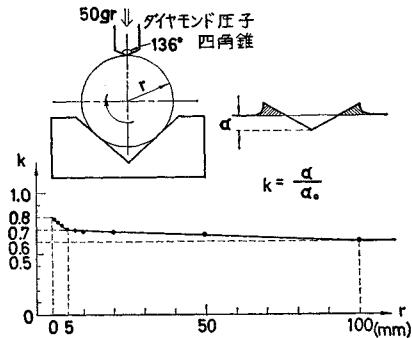


図-3 金属エッジ部における曲率半径 r と貫入係数 k との関係

体($H_v=120\text{ kg/mm}^2$)SK-4に対面角136度の四角錐のダイヤモンド圧子に50g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なった結果であり、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 k の値はほとんど変化しない。すなわち、貫入係数 k と曲率半径 r の間には次の実験式が成立する。

$0 < r < 5\text{ mm}$ のとき

$$k = -0.02r + 0.80$$

$5\text{ mm} < r < 100\text{ mm}$ のとき

$$k = -\frac{1}{950}r + \frac{67}{95} \dots\dots\dots(3)$$

$r > 100 \text{ mm}$ のとき

$$k = 0.60$$

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。

(2) エッジ摩耗による摩耗面の形状変化特性

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。時間 $t=0$ 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 $x-y$ 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、 $x-y$ 平面内で曲線 $y=f(x)$ の各点の接線方向に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 $y=f(x)$ の変化を調べるために、図-4 に示す x, y, t の3次元

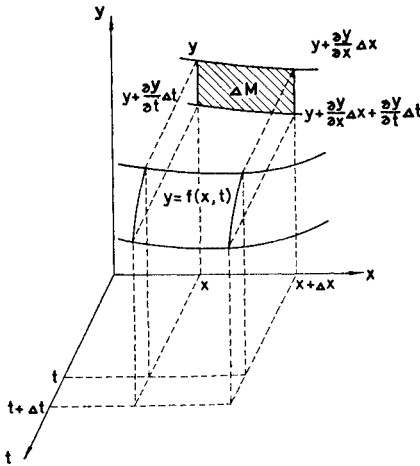


図-4 金属面の摩耗経時変化

空間における曲面を $y=f(x, t)$ とし、図において、斜線でハッチした部分 ΔM は、その微小曲面を $x-y$ 平面へ投影した面積とする。すなわち、

$$\Delta y = \frac{\partial y}{\partial t} \Delta t$$

$$\Delta M = \Delta x \cdot \Delta y = \frac{\partial y}{\partial t} \Delta t \Delta x \dots\dots\dots(4)$$

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。

$$M = \iint \frac{\partial y}{\partial t} dt dx \dots\dots\dots(5)$$

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。

$$n = m \Delta x = mv \Delta t \dots\dots\dots(6)$$

また、前式(1)および(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 a も次式で示すように x の関数で与えられる。

$$a(x) = \left\{ \frac{k^2(x) \cdot \sin(\theta/2)}{4 H_v \cdot \tan^2(\theta/2)} \cdot N(x) \right\}^{1/2} \dots\dots\dots(7)$$

したがって、式(4)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き作用による摩耗量として次式で与えられる。

$$\Delta M = n \{a(x)\}^2$$

$$= mv \cdot \frac{\sin(\theta/2)}{4 H_v \cdot \tan^2(\theta/2)} \cdot k^2(x) N(x) \Delta t \Delta x$$

$$= c_1 k^2(x) N(x) \Delta t \Delta x \dots\dots\dots(8)$$

ここに、 $c_1 = mv \cdot \frac{\sin(\theta/2)}{4 H_v \cdot \tan^2(\theta/2)}$

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。

式(4)および式(8)から

$$\frac{\partial y}{\partial t} = c_1 k^2(x) N(x) \dots\dots\dots(9)$$

なる微分方程式がえられる。

今、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 bx (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。

$$\frac{\partial y}{\partial t} = c_2 x \quad c_2 : \text{定数} \dots\dots\dots(10)$$

$$y = c_2 x t + c_3(x)$$

$t=0$ のとき $y=f(x, 0)$ を代入して

$$y = c_2 x t + f(x, 0) \dots\dots\dots(11)$$

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 k の値は異なるので、各点 x における曲率半径 $r(x)$ を算定した後、それに対応する $k(x)$ の値を図-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食込み抵抗が作用し、刃先角度と進行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考えるとき(9)より次式が成立する。

$$y = c_1 k^2(x) N(x) t + c_4(x)$$

$t=0$ のとき $y=f(x, 0)$ を代入して

$$y = c_1 k^2(x) N(x) t + f(x, 0) \dots\dots\dots(12)$$

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、次の方法によって $t=0, 1, 2, \dots, n$ まで繰り返し計算する必要がある。

$$\begin{aligned}
 t=0 & f(x, 0) = f(x, 0) \\
 t=1 & f(x, 1) = c_1 k^2(x, 1) N(x, 1) \times 1 + f(x, 0) \\
 t=2 & f(x, 2) = c_1 k^2(x, 2) N(x, 2) \times 1 + f(x, 1) \\
 t=3 & f(x, 3) = c_1 k^2(x, 3) N(x, 3) \times 1 + f(x, 2) \\
 & \vdots \\
 t=n & f(x, n) = c_1 k^2(x, n) N(x, n) \times 1 + f(x, n-1)
 \end{aligned}$$

$$f(x, n) = c_1 \sum_{i=1}^n k^2(x, i) N(x, i) + f(x, 0)$$

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。

$$f(x, t) = c_1 \int k^2(x, t) N(x, t) dt + f(x, 0) \dots (13)$$

また、その場合の摩耗量 M は式 (5) より

$$M = c_1 \iint k^2(x, t) N(x, t) dt dx \dots (14)$$

で与えられる。

3. 丸鋼によるエッジ摩耗の実験的考察

(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-5に示すとおり、平均粒径は 0.70 mm、標準偏差は 0.244 の対数正規分布をなしている。また、この砂粒子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% なる成分構成をなすことが判明した。この試料土を外径 6.0 m、内径 3.0 m および深さ 0.7 m の円環土槽内に充填し、気乾燥状態でローラで成形し、締め固めを行なった。なお、この試料土は、図-6 (a) に示すように、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ローラによって順次加工成形され、常に新鮮試料土とし

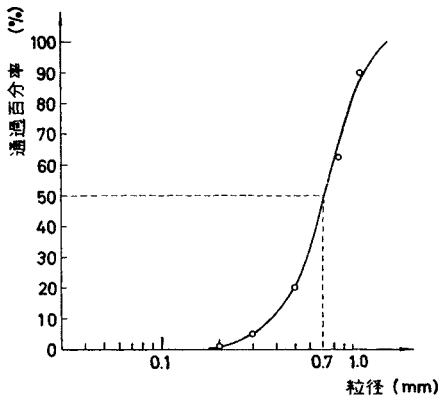
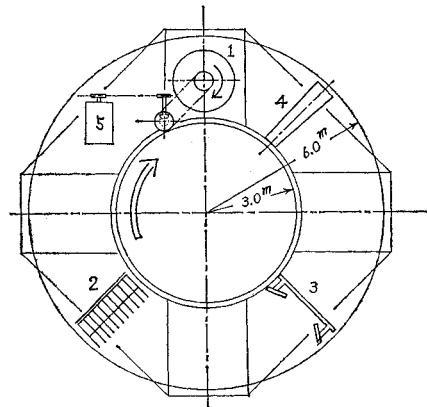
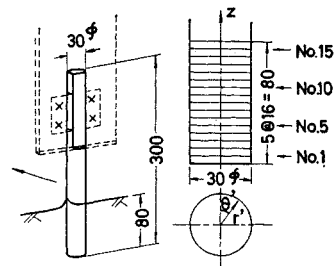


図-5 試料土の粒径加積曲線



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. 5 HP モーター

(a) 回転台車概略平面図



(b) 丸鋼とその支持具

図-6 摩耗試験機とその装置

て連続摩耗試験に供される。

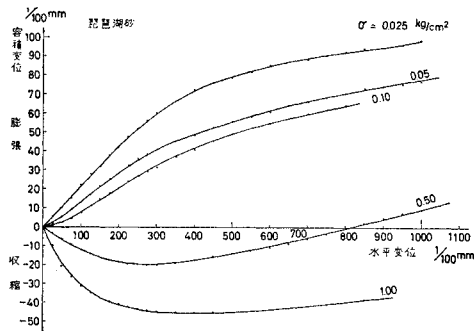
金属供試材としては、図-6 (b) に示す直径 30 mm、長さ 300 mm の丸鋼を使用した。その材質は、炭素工具鋼 SK-4 であり、その化学成分は、C : 0.90~1.00



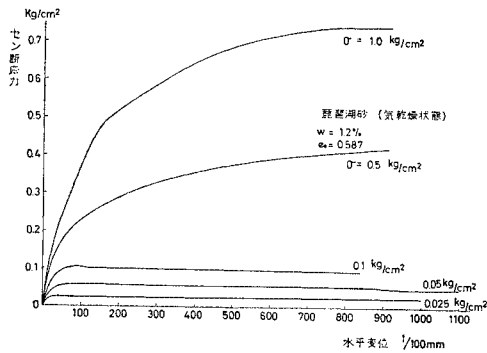
写真-2 回転円板に支持された丸鋼の供試体

%, Si : 0.35% 以下, Mn : 0.50% 以下, P : 0.030%, S : 0.030% 以下, ビッカース硬度 H_v は 120 kg/mm² である。これを試料土面より 80 mm 鉛直に貫入させ, 写真-2 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, 50 cm/sec の速度で一定時間, 土槽上を回転させながら水平方向に走行させるものである。なお, ローラ (線荷重 159 kg/m) による転圧密度は 1.69 g/cm³ 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。

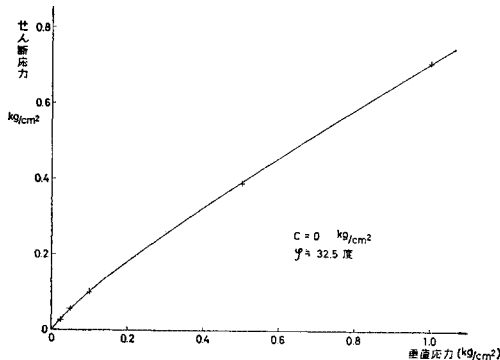
供試体エッジ部分は, 2つの部分, すなわち, 円筒面と底部とから形成される。後者の底部は, 直径 30 mm



(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 試料土のせん断強度特性

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 5 mm 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。

(2) 丸鋼端部のエッジ摩耗による形状変化特性

a) 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 (0~30 g/cm²) を取扱うので, 特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 (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/cm² で直径 6.0 cm のせん断箱に充填成形した後, 気乾燥状態で一面せん断試験を行なった結果である。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/cm² 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, 特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-8

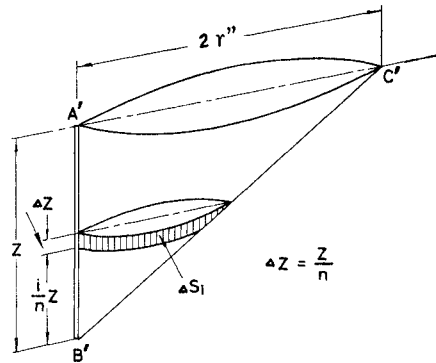


図-8 丸鋼によるすべり土塊

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し, 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次に示すように $\sum_i \tau_i \Delta S_i$ で与えられる。

$$\Delta S_i = 2\pi r'' \cdot \frac{i}{n} \cdot \Delta z \dots\dots\dots(15)$$

ここで、問題を単純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

$$r'' = \frac{1}{2} z \tan\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \dots\dots\dots(16)$$

となる。したがって、

$$\Delta S_i = \pi \cdot \frac{i}{n^2} \cdot \tan\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \cdot z^2 \dots\dots\dots(17)$$

また

$$\tau_i = r z \left(1 - \frac{i}{n}\right) \frac{\cos \varphi \cdot \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \dots\dots\dots(18)$$

となるから

$$\begin{aligned} \sum_i \tau_i \Delta S_i &= \sum_i \pi r \frac{i}{n^2} \left(1 - \frac{i}{n}\right) \tan^2\left(45^\circ + \frac{\varphi}{2}\right) \sin \varphi \cdot z^3 \\ &= c_3 z^3 \quad (c_3: \text{定数}) \dots\dots\dots(19) \end{aligned}$$

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至るまで、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 $K_3 z^3$ 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、図-6 に示した供試体支持具に幅 $B=30$ mm、厚さ 5 mm の鉄板を取り付け、長さ方向に 5 mm 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 20 cm 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-9 がえられた。なお、前報³⁾において幅 $B=12$ 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

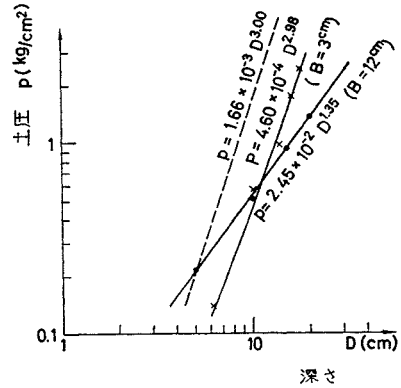


図-9 丸鋼に作用する土圧反力分布

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。

b) 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-10 は丸鋼を約 1000 km 走行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

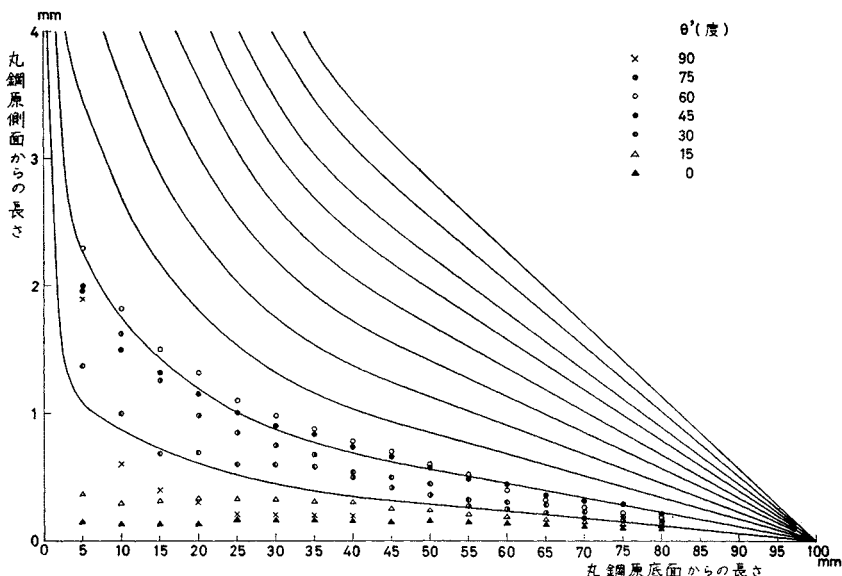


図-10 丸鋼縦断面における摩耗形状変化曲線 (実測値)

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、 $\theta'=60$ 度近傍において著しく摩耗され変形していく状態がよくわかる。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5 mmの位置から急激に大きな食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、著しくその摩耗量を増大せしめているのである。なお、図中の実線は、参考のため、後述する理論曲線を図-12

```

.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)))) $\leq$ 
17.0.000001) GO TO 41
R(K)=DSQRT((X(K)-Y(K-1))*Y(K-1)-Y(K))*Y(K-1)-Y(K+1)+Y(K
1)-Y(K+1))*Y(K-1)+Y(K-1)*Y(K-1)**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
30 J=0.0**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)**2*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)**2*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(1H1,2H)=14//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-11 摩耗形状変化曲線算定のためのプログラムの一例

より引用したものである。

さて、前述した理論式 (12) に基づいて、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なう。計算手順を 図-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 2.0 cm となるので、丸鋼と試料土の接する全長 10.0 cm 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、次に、 $T=T$ に対

する曲線の曲率半径 $R(K)$ を次式によって算定する。

$$R(K) = \sqrt{(X(K)-a)^2 + (Y(K)-b)^2} \dots (20)$$

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。次に、式 (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、

$$P(K) = K_1 X(K) + K_2 X^3(K) + K_3 X^5(K) \dots (21)$$

で与えられる。算定に際しては、第1項目は丸鋼の底面より 10.0 cm まで、第2項目は 8.0 cm まで、第3項目は 0.5 cm 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。

$$Y(X(K), T) = Y(X(K), T-1) + (AK(K))^2 \times P(K) \times K_4$$

$$\text{ただし、} K=2, 3, \dots, 100 \dots (22)$$

以上の計算を繰り返し行なうことにより、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 0.1 mm を与えて計算を行なった。また、エッジ部における食込み抵抗は実測値から求めると、先端より 5.0 mm 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なった。その結果、図-12 に示すような摩耗形状変化曲線がえられ、食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となった。

なお、式 (22) において係数 K_4 は定数であり、土圧係数 K_1 , K_2 および K_3 の大きさ、式 (8) に示した定数 c_1 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。

(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

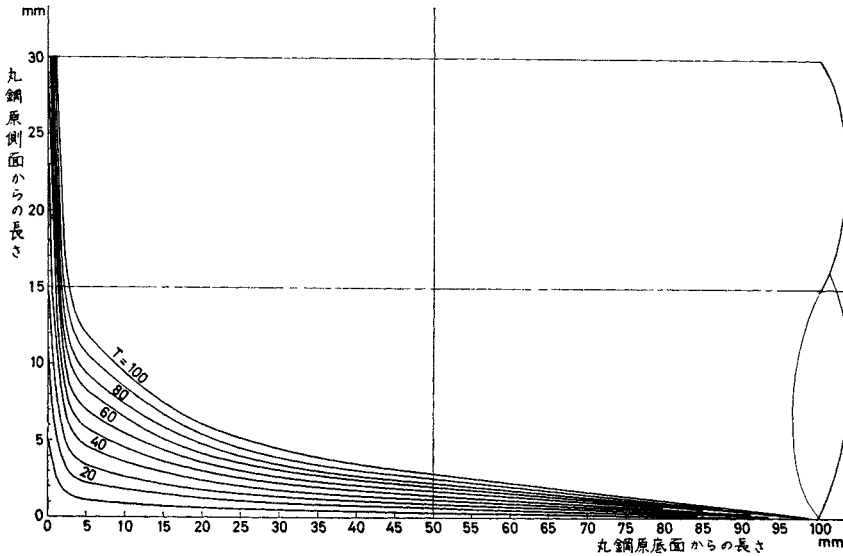


図-12 丸鋼縦断面における摩耗形状変化曲線 (計算値)

値とよく合致することが判明した。すなわち、円筒面を縦方向に切断する各中心角 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重合す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、係数 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、前報³⁾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、土粒子の走行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走行速度の中心角 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-1 に示す垂直応力 AP の比率で与えられると仮定する。

丸鋼の円筒面上を走行する土粒子の速度分布については、一般に、理論上、次の関係式が成立する³⁾。

$$\eta' \propto \cos \beta'' - \mu \sin \beta'' + h \beta \dots \dots \dots (23)$$

ここに、 η' は金属面上を走行する砂粒子の運動速度と金属面の走行速度との比であり、 β'' は土粒子による作用力と金属面とのなす角度として、横すくい角 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、拘束度が横すくい角 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、横すくい角 β に対する金属板上を走行する砂粒の運動速度を連続撮影機を用いて算定し、その金属板の走行速度との比を縦軸に、横すくい角 β を横軸にとって図示すると 図-13 のよう

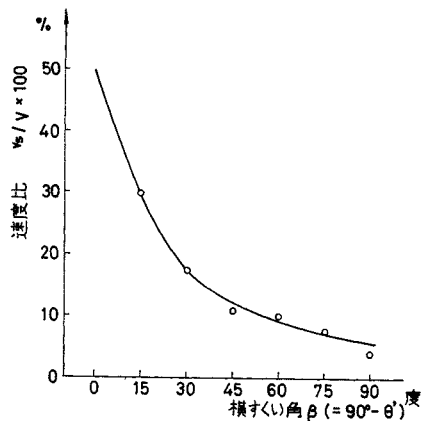


図-13 流動速度 v_s /走行速度 V と横すくい角の関係

になり、これは式 (23) 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。

次に、円筒面上を滑動する土粒子数について考える。一般に、横すくい角 β に対して、金属面上を自由に土粒子が走行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基づいて 図-14 をえている³⁾。この場合、土粒子相互の拘束度は、前

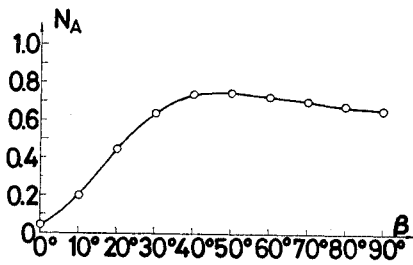


図-14 滑動土粒子数 N_A と横すくい角 β との関係

述したように、横すくい角 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(22)において、定数 K_i 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。

$$K_i = AP(K) \times AV(K) \times AN(K) \dots\dots\dots (24)$$

計算手順は、すでに 図-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' に対する横すくい角 β をすべての摩耗形状変化に対して算出し、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

表-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	47	0.8006	0.1240	0.9389
2	0.6524	0.0615	1.0000	48	0.8000	0.1260	0.9364
3	0.6547	0.0625	0.9999	49	0.7993	0.1300	0.9338
4	0.6571	0.0630	0.9997	50	0.7987	0.1325	0.9312
5	0.6594	0.0635	0.9995	51	0.7981	0.1350	0.9286
6	0.6618	0.0640	0.9992	52	0.7914	0.1360	0.9259
7	0.6662	0.0645	0.9989	53	0.7848	0.1420	0.9231
8	0.6705	0.0655	0.9985	54	0.7781	0.1450	0.9204
9	0.6748	0.0660	0.9981	55	0.7715	0.1490	0.9176
10	0.6792	0.0670	0.9975	56	0.7649	0.1525	0.9147
11	0.6836	0.0680	0.9970	57	0.7582	0.1560	0.9118
12	0.6879	0.0685	0.9963	58	0.7436	0.1600	0.9089
13	0.6903	0.0695	0.9956	59	0.7329	0.1650	0.9060
14	0.6937	0.0700	0.9949	60	0.7223	0.1700	0.9030
15	0.6971	0.0705	0.9941	61	0.7117	0.1750	0.9000
16	0.7004	0.0720	0.9932	62	0.6970	0.1800	0.8970
17	0.7038	0.0730	0.9923	63	0.6824	0.1870	0.8939
18	0.7071	0.0745	0.9913	64	0.6677	0.1925	0.8908
19	0.7105	0.0760	0.9902	65	0.6531	0.2000	0.8877
20	0.7139	0.0770	0.9891	66	0.6385	0.2060	0.8845
21	0.7172	0.0785	0.9879	67	0.6178	0.2135	0.8813
22	0.7217	0.0800	0.9867	68	0.5972	0.2200	0.8781
23	0.7263	0.0810	0.9854	69	0.5765	0.2275	0.8749
24	0.7309	0.0825	0.9841	70	0.5559	0.2350	0.8717
25	0.7355	0.0840	0.9827	71	0.5353	0.2450	0.8684
26	0.7400	0.0850	0.9813	72	0.5086	0.2545	0.8651
27	0.7442	0.0860	0.9798	73	0.4820	0.2625	0.8618
28	0.7483	0.0875	0.9782	74	0.4554	0.2725	0.8585
29	0.7525	0.0890	0.9766	75	0.4287	0.2850	0.8551
30	0.7567	0.0900	0.9749	76	0.4021	0.2950	0.8518
31	0.7608	0.0920	0.9732	77	0.3794	0.3040	0.8484
32	0.7642	0.0940	0.9714	78	0.3568	0.3175	0.8450
33	0.7676	0.0960	0.9696	79	0.3342	0.3300	0.8416
34	0.7709	0.0980	0.9677	80	0.3115	0.3420	0.8382
35	0.7743	0.1000	0.9658	81	0.2889	0.3555	0.8347
36	0.7776	0.1020	0.9638	82	0.2762	0.3690	0.8313
37	0.7810	0.1040	0.9618	83	0.2636	0.3810	0.8278
38	0.7844	0.1060	0.9597	84	0.2510	0.3950	0.8244
39	0.7877	0.1080	0.9576	85	0.2383	0.4100	0.8209
40	0.7911	0.1100	0.9554	86	0.2257	0.4240	0.8174
41	0.7944	0.1120	0.9532	87	0.2130	0.4380	0.8140
42	0.7958	0.1140	0.9509	88	0.2004	0.4535	0.8105
43	0.7972	0.1160	0.9486	89	0.1878	0.4655	0.8070
44	0.7985	0.1180	0.9463	90	0.1752	0.4800	0.8035
45	0.7999	0.1200	0.9439	91	0.1625	0.4925	0.8000
46	0.8012	0.1220	0.9414				

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、 $K=1, 2, 3, \dots, 91$)(25)

さて、表-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交座標で表わすと 図-15 および 図-16 に示す摩耗形

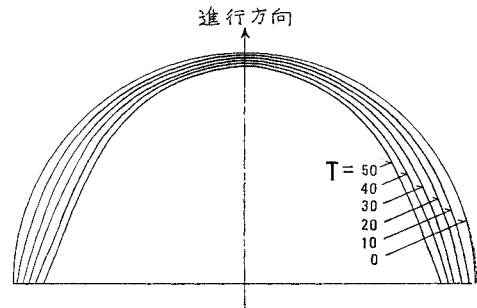


図-15 丸鋼横断面における摩耗形状変化曲線(計算値)

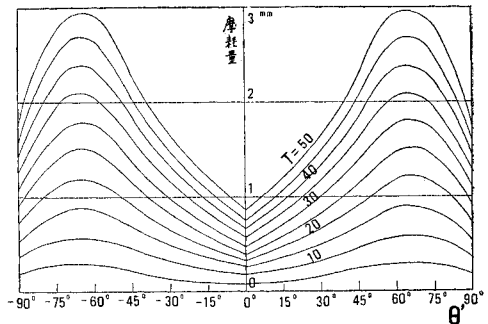


図-16 摩耗による横断面形状変化の展開図(計算値)

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 度近傍において、著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-10 に示した約 1000 km 走行させた後の丸鋼の摩耗形状変化を実測した結果を前 図-6 の z 軸方向に 5 mm 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すると、 図-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-3 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 K_i は各中心角 θ' の値によって変化するが、それぞれ深さ方向には一定であると考え、理論曲線上の時

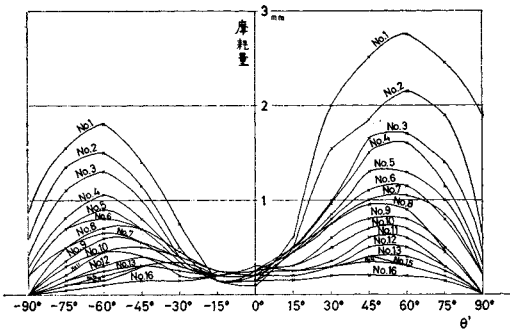


図-17 丸鋼横断面における摩耗形状変化曲線（実測値）

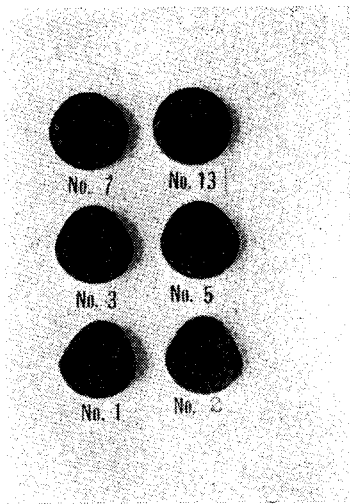


写真-3 丸鋼切断面（1000 km 走行後）

刻 T 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、両者の値に一義的な関係が成立するからである。

(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 座標は式 (22) 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、 $K_s=1.0$ で算定した結果として図-12 をえている。したがって、与えられた曲線と X 軸（図-6 の x 軸）および Y 軸（式 (25) の AR ）で囲まれる面積 $A(T)$ で表わされる摩耗量は、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 座標は式 (25) で算定され、図-15 および 図-16 では、 X

軸方向の AP の変化は考えず、中心角 θ' と円筒面上の滑動土粒子数と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 15 mm の円）で囲まれる面積 $B(T)$ で算定される。

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。

$$M(T) = K_s \cdot A(T) \cdot B(T) \dots\dots\dots(26)$$

ここに、 $K_s = \text{一定}$

$$A(T) = \sum_K \{Y(X(K), T) \cdot dX\}$$

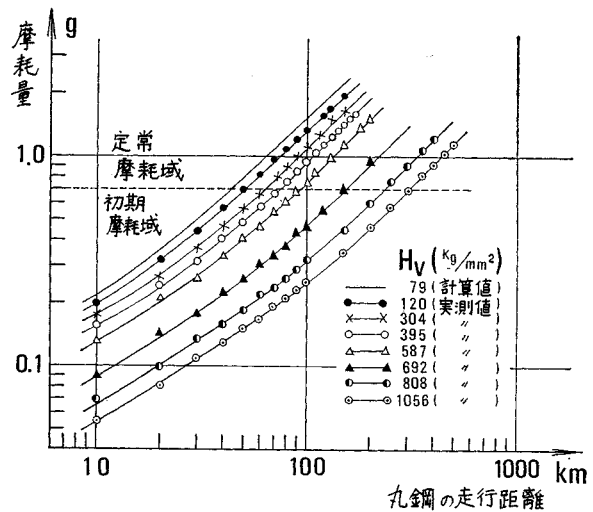


図-18 熱処理した丸鋼の摩耗履歴曲線

$$B(T) = \frac{1}{2} \sum_K [15^2 - \{AR(K, T)\}^2] \cdot \frac{\pi}{180}$$

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たのが、図-18 に示す実線である。これは、丸鋼の全摩耗量を重量で表現し、経時変化を丸鋼の走行距離に換算した場合の摩耗履歴曲線であり、種々の硬度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の増大は著しく、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。

4. あとがき

掘削工具エッジ部分の摩耗機構について究明を行ない、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ない、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、次のようになる。

(1) 単粒子によるエッジ摩耗の顕微鏡観察を行なった結果、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-2 に示すように交角 60 度において著しく増大する。

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 5 mm 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(9)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食込み抵抗が作用するが、これをエッジ部から 5 mm 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。図-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、水平方向に走行させる場合に、丸鋼横断面の摩耗形状変化は、丸鋼の進行方向から 60 度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、理論的には滑動土粒子数と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-15 および図-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の摩耗に重大な影響をおよぼすことを明らかにした。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。今後は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との関係を明らかにしていきたい。最後に、本研究並びに実験に熱心に御協力いただいた当時の京都大学大学院学生西田行宏氏に感謝の意を表する。

参考文献

- 1) Rabinowicz, E. : Influence of Surface Energy on Friction and Wear Phenomena. J. App. Phys., 32-8 (1961-8), 1440.
- 2) Shōjiro Hata, Tatsuro Muro : Mechanism of Friction and Wear of Steel Plate against Solidified Sandy Soil, Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto University, Vol. XXXI, Part 4, pp. 456~489, October 1969.
- 3) 畠 昭治郎・室 達朗 : ゆるく堆積した砂質土中を走行する金属面の摩耗機構について, 土木学会論文報告集, 第 192 号, pp. 67~78, 1971 年 8 月.

(1971. 8. 10・受付)